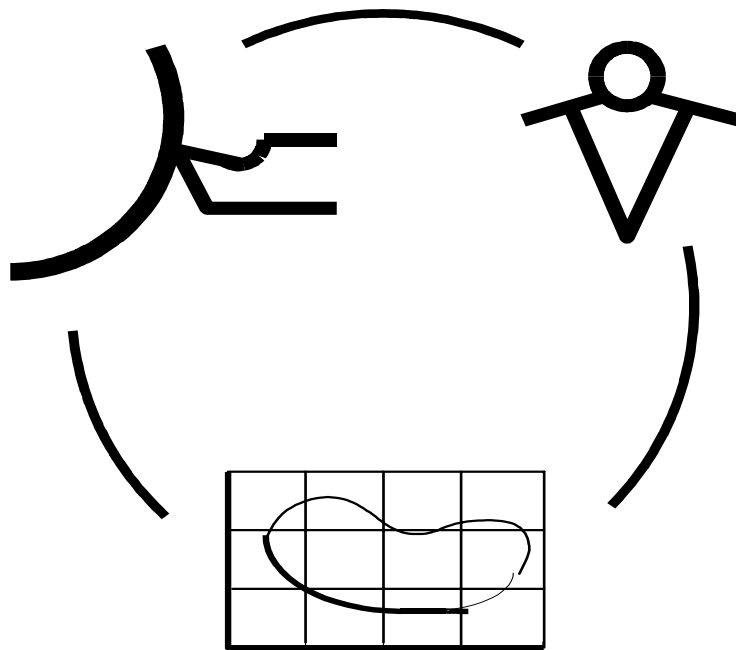


Міністерство освіти і науки України  
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ  
ТА  
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

*Збірник наукових праць*  
Випуск 16



**КРАМАТОРСЬК - 2004**

**УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8**

**Рекомендовано до видання Вченою радою  
Донбаської державної машинобудівної академії**

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, вип. №16, 2004. - 224 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. - Краматорск: ДГМА, вып. №16, 2004. - 224 с.

ISBN 5-7763-0138-6

**Редакційна рада:**

Равська Н.С.	д.т.н., професор НТУ “КП”, відповідальний редактор
Гузенко В.С.	к.т.н., доцент ДДМА, заступник відповідального редактора
Верещака А.С.	д.т.н., професор МДТУ “Станкін”
Габузов Г.Г.	д.т.н., професор ДДМА
Грабченко А.І.	д.т.н., професор НТУ “ХП”
Клименко Г.П.	д.т.н., професор ДДМА
Ковалевський С.В.	д.т.н., професор ДДМА
Ковальов В.Д.	д.т.н., професор ДДМА
Кузнєцов Ю.М.	д.т.н., професор НТУ “КП”
Матюха П.Г.	д.т.н., професор ДНТУ
Мироненко Є.В.	д.т.н., професор ДДМА
Михайлов О.М.	д.т.н., професор ДНТУ
Струтинський В.Б.	д.т.н., професор НТУ “КП”
Рогов В.О.	д.т.н., професор РУДН
Тарасов О.Ф.	д.т.н., професор ДДМА
Федорінов В.А.	к.т.н., професор ДДМА

Адреса редакційної ради: 84313, Україна, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72, Донбаська державна машинобудівна академія, кафедра „Металорізальні верстати та інструменти” тел.( 0626) 41-69-42, 41-47-54, 41-47-82

**ISBN 5 – 7763 – 0138 – 6 © Донбаська державна машинобудівна академія 2004**

## РАЗДЕЛ 1

### Процессы и инструменты механообработки

УДК 621.9

Гузенко В.С., Позняк Г.Г.

ДГМА, г. Краматорск, Украина, РУДН, г. Москва, Россия

### ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЧАСТОТЫ КОЛЕБАНИЙ ДЕРЖАВОК РЕЗЦОВ

*In paper the outcomes of experimental researches of oscillations of cutoff blades are circumscribed during cutting. The conditions of holding of experiments, technique and instrumentation, used at researches are circumscribed.*

#### Введение

Известно, что стойкость инструмента зависит не только от амплитуды, но и от частоты колебаний, возникающих при резании [1, 2 и др.]. В ряде экспериментальных работ показано, что так называемые "высокочастотные вибрации" при резании возбуждаются именно на частотах собственных колебаний режущего инструмента или близких к ним.

Высоцким Ю.И. были проведены работы по экспериментальному исследованию стойкости с учетом технологической системы (рисунок 1)[3].

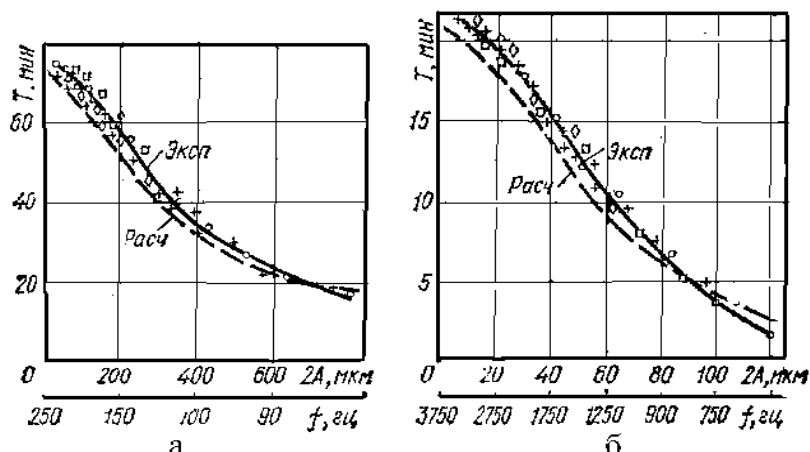


Рисунок 1 – Зависимость средней стойкости резцов от амплитуды и частоты колебаний  
(а – низкочастотные колебания,  $S=0,17$  мм/об,  $V=75$  м/мин.;  
б – высокочастотные колебания,  $S=0,13$  мм/об,  $V=125$  м/мин.)

Как следует из рисунка, чем бы ни определялись интенсивность колебаний – размерами заготовки или державки, конструкцией резца и  $P_u$  (отмечено различными значками на графиках) стойкость полностью опреде-

ляется видом колебаний, амплитудой и частотой. Было получено уравнение стойкости с учетом влияния амплитуды и частоты, как на износ, так и на прочность инструмента, которое обеспечивает достаточную точность расчетов.

Существенную роль на стойкость режущей пластины оказывает также статическая и динамическая податливость системы СИД, в которой часто существенную роль играет податливость державки инструмента. До настоящего времени нет инженерных методов расчета жесткости и частот собственных колебаний державок резцов, которые давали бы приемлемую точность

### ***Основная часть***

Экспериментальные исследования показывают, что жесткость и частота колебаний реальных объектов значительно (иногда в несколько раз) меньше, чем рассчитанные по методикам [1, 2]. Причина этого состоит в том, что допущения, принятые при выводе указанных формул, не соответствуют условиям закрепления державок резцов в резцедержателе. Выполненные статические исследования при нагружении в поле измерительного микроскопа выявили значительную податливость опорной поверхности паза резцедержателя и поворот сечений державки, что приводит к изменению уравнения упругой линии при изгибе, а именно кривизна упругой линии модели державки значительно меньше, чем кривизна теоретической упругой линии. Особенно заметны эти изменения при малых отношениях длин вылета резцов к размерам поперечного сечения державки (к высоте и ширине).

Теоретический анализ колебаний державки значительно упрощается, если рассматривать только форму колебаний, соответствующую первой гармонике спектра собственных колебаний. Такой подход оправдан тем, что второй гармонике соответствует форма колебаний, при которой свободный конец державки, то есть место установки режущей пластины, не имеет перемещений, а собственная частота колебаний на третьей гармонике почти в 60 раз превышает частоту колебаний на первой гармонике и стандартной аппаратурой для измерения вибраций не фиксируются.

При анализе были приняты следующие допущения, соответствующие большинству встречающихся на производстве резцов:

- державка резца представляет собой брус прямоугольного сечения,
- сечение державки постоянно по длине,
- масса державки равномерно распределена по его длине.

Как известно, упругая линия державки резца рассчитывается по следующей формуле теории упругости [4]:

$$z_i = P_z \cdot L \cdot y_i^2 \cdot (3 - y_i / L) \cdot \frac{1}{6 \cdot E \cdot J}, \quad (1)$$

где  $L$  - вылет державки резца [мм];  $y_i$  - расстояние  $i$ -го сечения от заделки [мм];  $z_i$  - перемещение  $i$ -го сечения в направлении оси  $Z$  [мм];  $P_z$  - сила, приложенная к концу державки [Н];  $E$  - модуль упругости материала державки [Н/мм<sup>2</sup>];  $J$  - момент инерции сечения державки [мм<sup>4</sup>].

В соответствии с принятыми допущениями, при рассмотрении первой гармоники колебаний державки резца (на этой гармонике наблюдаются наибольшие амплитуды относительных колебаний, влияющих на стойкость инструмента), то есть формы колебаний, соответствующей упругой линии при статическом нагружении, можно показать, что динамическую систему державки можно привести к одномассовой модели. Заменяем реальную державку с равномерно распределенной по длине массой расчетной одномассовой системой в виде невесомой упругой балки с сосредоточенной приведенной массой  $M$  на ее конце (рисунок 2). Длина расчетной балки и ее жесткость равны длине и жесткости реальной державки. Положим, что уравнение упругой линии державки известно:

$$z = f(y), \quad (2)$$

где  $z$  - перемещение сечения державки при изгибе;  $y$  - расстояние этого сечения от края заделки.

Рассчитаем приведенную массу державки из условия равенства кинетических энергий в колебательном движении реальной державки и расчетной модели:

$$\frac{M_{np} \cdot \dot{z}_L^2}{2} = \int_0^L \frac{b \cdot h \cdot \gamma \cdot \dot{z}^2(y) \cdot dy}{2}, \quad (3)$$

где  $M_{np}$  - приведенная масса державки [кг];  $\dot{z}_L$  - скорость крайней точки державки при колебаниях [мм/с];  $b$  - ширина сечения державки [мм];  $h$  - высота сечения державки [мм];  $\gamma$  - плотность материала державки [кг/мм<sup>3</sup>];  $\dot{z}(y)$  - скорость участка  $dy$  в колебательном процессе [мм/с].

Так как частоты собственных колебаний  $\omega_0$  реальной державки и расчетной системы по условию равны, можно записать для амплитудных значений скорости:

$$\dot{z}(y)^2 = z(y)^2 \cdot \omega_0^2 \quad \text{и} \quad \dot{z}_L^2 = z_L^2 \cdot \omega_0^2 \quad (4)$$

Подставляя (4) в (3) и заменяя интегрирование суммированием по малым участкам  $\Delta y$ , после соответствующих преобразований получим:

$$M_{np} = \int_0^L \frac{b \cdot h \cdot \gamma \cdot z^2(y) \cdot dy}{z_L^2} = M_\delta \cdot \sum_{i=1}^n \frac{z_i^2}{z_L^2 \cdot n}, \quad (5)$$

где  $M_\delta$  - масса незакрепленной (свисяющей) части державки длиной  $L$ , то есть  $M_\delta = b \cdot h \cdot L \cdot \gamma$ ;  $z_i$  - перемещение середины  $i$ -го участка  $\Delta y$  сечения державки;  $n$  - число расчетных участков державки ( $n = L / \Delta y$ ).

Подставляем в (5) выражение для  $z(y)$  и  $z_L$  (1) получим

$$M_{np} = \frac{M_\delta}{4 \cdot L^5} \int_0^L (3 \cdot y^2 - y^3 / L)^2 dy$$

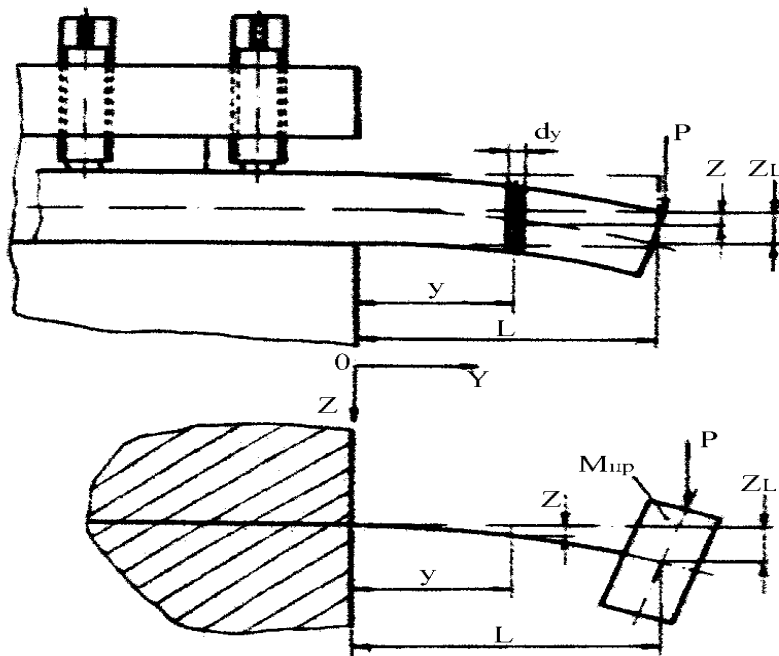


Рисунок 2 - Схема перехода от реальной державки к одномассовой динамической модели.

Проводя интегрирование, получаем, что

$$M_{np} = 0,2357 \cdot M_\delta \quad (6)$$

Используя известное выражение для расчета частоты собственных колебаний для одномассовой системы с линейной жесткостью, можно записать:

$$f_0 = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{C}{M_{np}}} = \frac{1,03 \cdot h}{\pi \cdot L^2} \cdot \sqrt{\frac{E}{\gamma}} \quad (7)$$

где  $C$  - жесткость державки, то есть величина, обратная перемещению ее свободного конца при действии единичной силы в Н/м.

Подставляя в (7) соответствующие модуль упругости и плотность, для стальных державок выражение можно упростить:

$$f_0 = 8,505 \cdot 10^5 \cdot h / L^2 \quad [\text{Гц}] \quad (h \text{ и } L - \text{ в мм}) \quad (8)$$

Результаты исследований колебаний отрезных резцов [5], приведенные на рисунках 3 и 4 не противоречат расчетам по (8). Процесс отрезки производился на токарно-винторезном станке модели 164. Заготовка имела диаметр  $\varnothing 240\text{мм}$ , длину  $l=2000\text{мм}$ . Материал заготовки - сталь 40ХНМА. В качестве инструмента использовались отрезные резцы с клиновым креплением режущей пластины со следующими геометрическими параметрами режущей части:  $\gamma=6^\circ$ ,  $\alpha=8^\circ$ ,  $\alpha_1=2^\circ 30'$ ,  $\varphi=90^\circ$ ,  $\varphi_1=2^\circ 30'$ . Высота сечения державки  $h = 80\text{мм}$ . Вылет отрезных резцов  $L$  при резании составлял  $200\text{мм}$ .

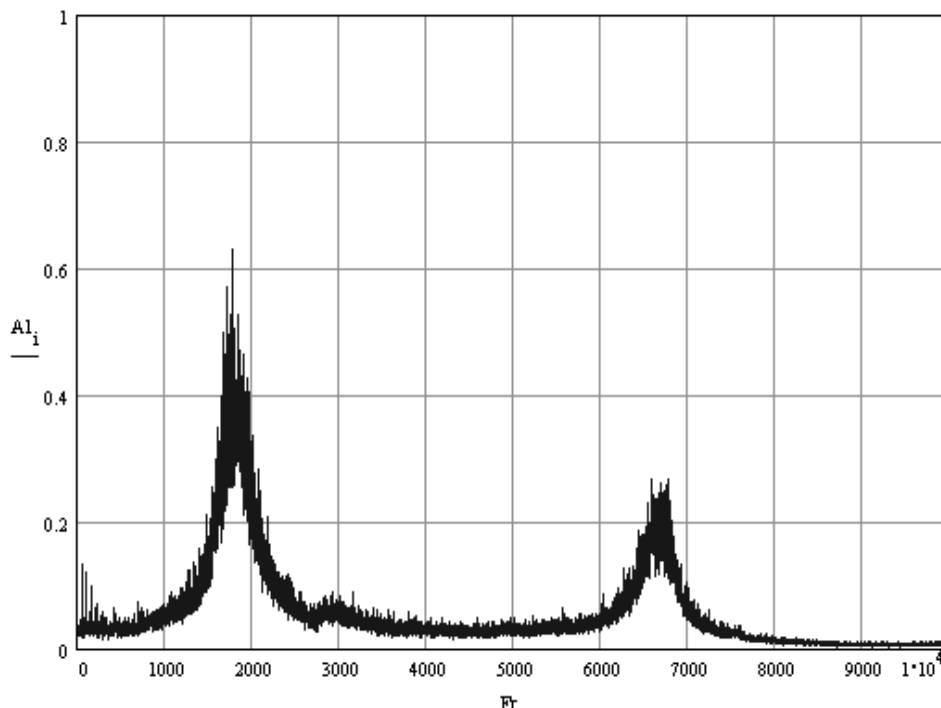


Рисунок 3 - АЧХ высокочастотных колебаний отрезного резца с напайной пластиной.  
 $t=12\text{мм}$ ,  $s=0,14\text{мм/об}$ ,  $V=14\text{м/мин}$ .

При экспериментальных исследованиях динамических характеристик отрезных резцов (рисунок 4) исследовалось также влияние элементов режима резания на частоту колебаний отрезных резцов сборных конструкций в процессе резания. Анализ полученных результатов свидетельствуют о незначительном влиянии подачи инструмента и скорости резания на частоту колебаний для отрезных резцов.

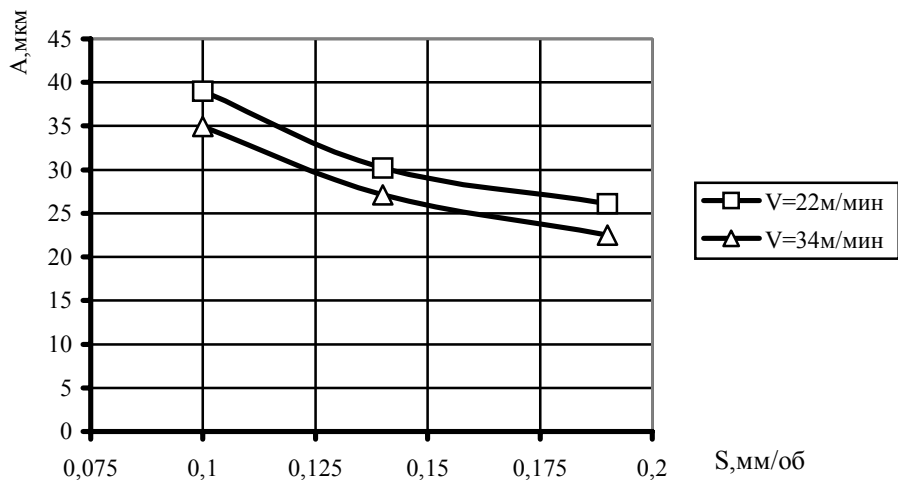


Рисунок 4 - Залежність амплітуди коливань від подачі та швидкості інструменту в області високих частот при отрезке напайним отрезним резцом ( $f = 1740$  гц).

### Выводы

Полученное выражение для расчета частоты первой гармоники собственных поперечных колебаний призматического стержня более удобно для пользования, чем приводимые в литературе, и значения частот отличаются от теоретических только в четвертом знаке.

Формулой (7) можно пользоваться только для резцов с большим вылетом, например, для отрезных и расточных, но и при таких условиях полученные значения собственных частот будут завышенными, так как не учитывается деформация в месте крепления в резцедержателе.

Частота колебаний отрезных резцов в процессе резания определяется преимущественно массами и жесткостью отрезных резцов.

### Литература

1. Аугустайтис В.В. Расчет и оптимизация частотных характеристик. - Вибротехника.- (Вильнюс), 1981, № 3/33, С.117-126.
2. Зорев Н.Н. Исследование в области резания металлов в ФРГ. - М.: Машгиз, 1960, - 147 с.
3. Высоцкий Ю.И. Особенности вибраций при прорезке в условиях пониженной жесткости системы спид. //надежность режущего инструмента. Сборник статей. Вып. 2. Киев-Донецк, «Вища школа», 1975 – С.138.
4. Позняк Г.Г., Рогов В.А., Чоудхури Соунак. Устройство для непрерывного измерения износа резцов. - СТИН, 1999, № 6, с. 34-35.
5. Гузенко В.С., Миранцов. С.Л. Экспериментальные исследования динамических характеристик отрезных резцов. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наукових праць. Вип. 10. – Краматорськ: ДДМА, 2000. – с.65 – 73.



УДК.621.951.45

**Корбут Е.В., Родин Р.П.**  
НТУУ "КПІ", г.Київ, Україна

### **ЗАТОЧКА "БЕСПЕРЕМЫЧНЫХ" СВЕРЛ ПО ПЛОСКОСТЯМ.**

*The justification of a technique of definition of angles of installation universal-sharpener of the head at sharpening "unalterable" of drills on planes on a universal – sharpener.*

#### **Введение.**

"Бесперемычные" сверла характеризуются малыми усилиями резания, повышенной работоспособностью, в определенных условиях их эксплуатации, по сравнению со стандартной конструкцией спирального сверла. Заточка "бесперемычных" сверл может производиться по задним плоскостям на универсально-заточном станке. При заточке требуемое положение сверла относительно шлифовального круга обеспечивается установкой сверла в универсально-заточной головке. Поэтому возникает задача определения углов установки универсально-заточной головки при заточке "бесперемычных" спиральных сверл по плоскостям, которая решается в данной статье.

#### **Определение углов установки универсально-заточной головки.**

Схема режущей части рассматриваемого спирального "бесперемычного" сверла приведена на рисунке 1. Заточка задней поверхности зуба сверла может производиться по двум плоскостям, что по сравнению с одноплоскостной заточкой, позволяет получить на режущей части более целесообразные геометрические параметры.

Положение задней плоскости, примыкающей к режущей кромке  $AB$ , определяется углом при вершине  $\varphi$  и инструментальным задним углом  $\theta_{II}$ . Угол  $\theta_{II}$  измеряемый в плоскости перпендикулярной оси сверла, определяется по зависимости

$$\operatorname{tg} \theta_{II} = \frac{\operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi}{\cos \mu} - \operatorname{tg} \mu$$

где  $\alpha$  - задний угол на периферии сверла в цилиндрическом сечении, концентричном оси сверла.

Величина угла  $\mu$  рассчитывается по формуле:

$$\sin \mu = \frac{r}{R}$$

где  $r$  – радиус сердцевины сверла;  $R$  – радиус сверла

В системе  $XYZ$  вектор нормали  $\bar{N}_3$  к задней плоскости будет:

$$\bar{N}_3 = -\bar{i} + j \operatorname{tg} \varphi + k \operatorname{tg} \theta_{II}$$

Вектор  $\bar{P}_K$ , идущий по поперечной режущей кромке  $BL$  будет:

$$\bar{P}_K = -\bar{i} \sin \psi + \bar{j} \operatorname{tg} \varphi_{III} - \bar{k} \cos \psi$$

Угол  $\varphi_{III}$  на поперечной кромке, равен:

$$\operatorname{tg} \varphi_{III} = \frac{\operatorname{ctg} \varphi \cdot \sin(\psi + \theta_{II})}{\cos \theta_{II}}$$

где  $\psi$  - угол наклона поперечной кромки в плоскости, перпендикулярной оси сверла.

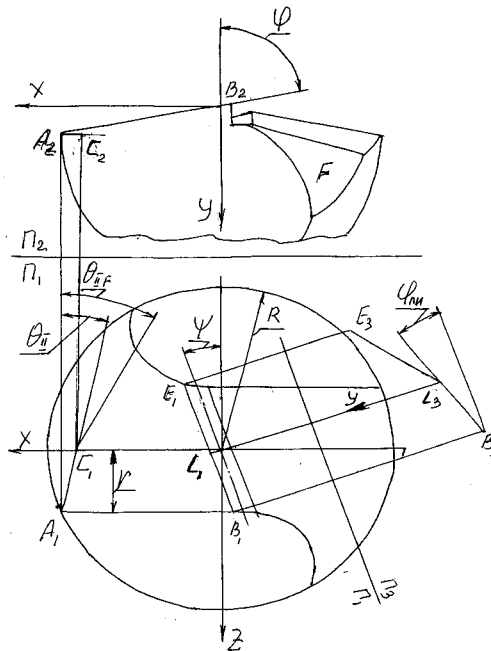


Рисунок 1 – Схема режущей части спирального "бесперемычного" сверла

Для получения в результате заточки заданных величин геометрических параметров режущей части необходимо сверло установить в такое положение, при котором затачиваемая плоскость была бы параллельна рабочей плоскости шлифовального круга, а поперечная режущая кромка  $BL$  была бы параллельна направлению возвратно-поступательного движения стола универсально-заточного станка. Поэтому необходимо установить углы поворота универсально-заточной головки вокруг соответствующих осей, которые обеспечивают установку сверла, закрепляемого в шпинделе головки, в требуемое положение относительно шлифовального круга.

Методика решения поставленной задачи принята следующей:

- выбирается начальное положение сверла, закрепленного в универсально-заточной головке, и соответственно системы  $XUZ$ , связанной с инструментом (рисунок 2)

- выбирается неподвижная система координат  $X_3Y_3Z_3$ , связанная со столом станка. Принимается, что в начальный момент системы  $XUZ$  и  $X_3Y_3Z_3$  совпадают.

- определяются формулы перехода от системы  $XUZ$  к системе  $X_3Y_3Z_3$  при поворотах элементов универсально-заточной головки на углы  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$ .

- в соответствии с формулами перехода определяется положения нормали  $\bar{N}_3$  в системе  $X_3Y_3Z_3$  и находятся возможные углы поворота  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$ , при которых нормаль  $\bar{N}_3$  устанавливается перпендикулярно рабочей торцевой плоскости шлифовального круга.

- в соответствии с формулами перехода определяется положение вектора  $\bar{\Pi}_K$  в системе  $X_3Y_3Z_3$  и находятся возможные углы поворота  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$  при которых вектор  $\bar{\Pi}_K$  был бы параллелен скорости возвратно-поступательных движений стола станка.

- находятся углы установки  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$  универсально-заточной головки, при которых удовлетворяются условие перпендикулярности нормали  $\bar{N}_3$  к торцу шлифовального круга и условие параллельности вектора  $\bar{\Pi}_K$  скорости прямолинейно-поступательных движений стола станка.

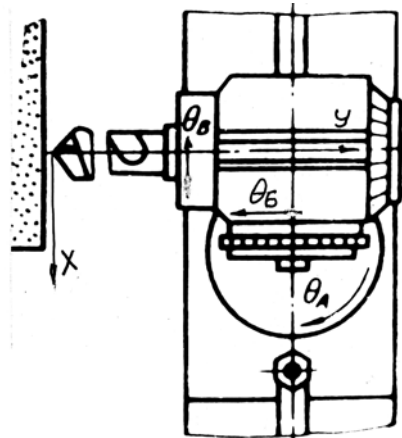


Рисунок 2 – Универсально-заточная головка

В рассматриваемом случае формулы преобразования координат будут:

$$X_3 = X(\cos \theta_A \cdot \cos \theta_B - \sin \theta_A \cdot \sin \theta_B \cdot \sin \theta_B) + Y \sin \theta_A \cdot \cos \theta_B - Z(\cos \theta_A \cdot \sin \theta_B + \sin \theta_A \cdot \cos \theta_B \cdot \sin \theta_B)$$

$$Y_3 = X(-\cos \theta_A \cdot \sin \theta_B \cdot \sin \theta_B - \sin \theta_A \cdot \cos \theta_B) + Y \cos \theta_A \cdot \cos \theta_B + Z(\sin \theta_A \cdot \sin \theta_B - \cos \theta_A \cdot \cos \theta_B \cdot \sin \theta_B)$$

$$Z_3 = X \sin \theta_B \cdot \cos \theta_B + Y \sin \theta_B + Z \cos \theta_B \cdot \cos \theta_B$$

При затачивании нормаль  $\bar{N}_3$  необходимо установить параллельно оси  $Y_3$ . В этом случае проекции нормали  $\bar{N}_3$  на оси  $X_3$  и  $Z_3$  будут равны нулю.

Отсюда, в соответствии с формулами преобразования координат, при  $X=-1$ ,  $Y=tg\varphi$ ,  $Z=tg\theta_{II}$  будем иметь:

$$tg\varphi \cdot \sin\theta_A \cdot \cos\theta_B - \cos\theta_A \cdot \cos\theta_B + \sin\theta_A \cdot \sin\theta_B \cdot \sin\theta_B - \\ - tg\theta_{II}(\cos\theta_A \cdot \sin\theta_B + \sin\theta_A \cdot \sin\theta_B \cdot \cos\theta_B) = 0 \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$tg\varphi \cdot \sin\theta_B - \sin\theta_B \cdot \cos\theta_B + tg\theta_{II} \cdot \cos\theta_B \cdot \cos\theta_B = 0 \quad \dots\dots\dots(2)$$

Для того чтобы вектор  $\bar{P}_K$ , расположенный в задней плоскости, установить параллельно оси  $X_3$  необходимо, чтобы его проекция на ось  $Z_3$  была равна нулю. В соответствии с формулами преобразования координат, при  $X=-\sin\psi$ ,  $Y=tg\varphi_{III}$  и  $Z=-\cos\psi$ , будем иметь:

$$-\sin\psi \cdot \sin\theta_B \cdot \cos\theta_B + tg\varphi_{III} \cdot \sin\theta_B - \cos\psi \cdot \cos\theta_B \cdot \cos\theta_B = 0 \quad \dots\dots\dots(3)$$

Решая систему трех рассматриваемых уравнений определяются требуемые углы установки  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$  универсально-заточной головки при заточке плоскости, примыкающей к режущей кромке  $AB$  сверла.

Решение рассматриваемых уравнений можно производить в такой последовательности.

Способом подбора корней определяются углы установки  $\theta_B$  и  $\theta_B$ , анализируя уравнения 2 и 3.

При известных величинах  $\theta_B$  и  $\theta_B$  определяется из первого уравнения угол установки головки  $\theta_A$ .

$$tg\theta_A = \frac{\cos\theta_B + tg\theta_{II} \cdot \sin\theta_B}{tg\varphi \cdot \cos\theta_B + \sin\theta_B \cdot \sin\theta_B - tg\theta_{II} \cdot \sin\theta_B \cdot \cos\theta_B}$$

Определения углов  $\theta_B$ ,  $\theta_B$ ,  $\theta_A$  установки универсально-заточной головки при заточке затылочной плоскости  $F$  производится аналогично. Но в этом случае вместо угла  $\theta_{II}$  необходимо рассматривать угол  $\theta_{IF}$ .

Величина угла  $\theta_{IF}$  выбирается таким образом, чтобы обеспечить беспрепятственное движения задней поверхности в процессе резания без соприкосновения с поверхностью резания.

### **Выводы.**

Выведены аналитические зависимости для расчета величин углов установки универсально-заточной головки обеспечивающих заточку сверл с требуемыми величинами геометрических параметров режущей части.

Установлено, что обеспечить заточку "бесперемычных" сверл с заданными геометрическими параметрами режущей части можно только при одной определенной установке универсально-заточной головки.

### **Литература**

Равская Н.С., Мельничук П.П., Касьянов А.И., Родин Р.П. "Технология инструментального производства", ЖИТИ, 2001, 555с.

УДК 621.9

**Мироненко Е.В., Клочко А.А., Белицкая О.Я.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НЕКОТОРЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ АГРЕГАТНО-МОДУЛЬНЫХ РЕЗЦОВ НА ПРОЧНОСТЬ И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ**

*Mathematical models which as against earlier accepted reflect influence of design data of aggregate-modular cutters on modes of cutting are received.*

### **Введение**

Обработка крупногабаритных заготовок на тяжелых уникальных токарных станках представляет наибольшие трудности для металлообрабатывающей промышленности. При съеме больших сечений среза основным видом отказа режущего инструмента являются сколы и выкрашивания режущей кромки, что приводит к увеличению расхода твердого сплава.

Разрушение инструмента происходит вследствие явлений усталости из-за колебаний сил резания, как в результате цикличности стружкообразования, так и автоколебаний технологической системы [1].

С целью изучения зависимости прочности и износостойкости резцов от толщины твердосплавной пластины ( $h$ ) и сечения державки ( $B \times H$ ) были проведены лабораторные и производственные испытания резцов с механическим креплением твердосплавных пластин разной толщины.

### **Экспериментальные исследования**

Для проведения опытов по прочности взяты проходные резцы с механическим креплением пластин из твердого сплава Т5К10, имеющие следующие геометрические параметры режущей части: передний угол  $\gamma = 10^\circ$ , задний угол  $\alpha = 6^\circ$ , угол в плане  $\varphi = 60^\circ$ , передний угол упрочняющей фаски  $\gamma_f = -5^\circ$ , ширина фаски  $f = 1,0$  мм.

Резцы с различными толщинами режущих пластин испытывали на токарном станке мод. 1А65 при продольном точении стали 40Х.

Режимы обработки: глубина резания  $t = 8$  мм, подача  $S = 1,54$  мм/об, скорость резания  $V = 40$  м/мин.

В исследовании был реализован трехуровневый план второго порядка.

Уровни варьирования факторов приведены в таблице 1.

В таблице 2 приведена матрица планирования полного факторного эксперимента при исследовании резцов на прочность.

В результате математической обработки получена зависимость для стойкости резцов от толщины режущей пластины и сечения державки

$$T = ch^{1.15} (B \cdot H)^{0.65} \quad (1)$$

С целью подтверждения полученной зависимости в

производственных условиях на ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод» были проведены эксплуатационные испытания резцов, сечением державки (ВхН) 60х60 и 80х80 мм и толщиной твердосплавной пластины 20, 18, 16 мм, с одинаковыми геометрическими параметрами. Режимы обработки  $t=30$ мм,  $S=1,5$  мм/об,  $V=60$  м/мин.

Таблица 1 - Уровни факторов

Уровень факторов	$h$ , мм	$B$ , мм	$H$ , мм
Верхний уровень (t)	7	25	40
Основной уровень (O)	5.5	21.5	32.5
Нижний уровень (-)	4	18	25
Интервал варьирования	3	7	15

Таблица 2 - Матрица планирования и результаты экспериментов

№ опыта	$h$	ВхН	Стойкость $T$ резца до разрушения, мин						
			$T_1$	$T_2$	$T_3$	$T_4$	$T_5$	$T_6$	$T_{CP}$
1;5;9;13;17;21	-1	-1	31	28	15.3	13.3	29	8.1	21
2;6;10;14;18;22	-1	+1	45	31.8	30	33.1	23.1	23	31
3;7;11;15;19;23	+1	-1	35	43	40	45	41	31	39
4;8;12;16;20;24	+1	+1	32	44	48	33.2	60	29	41

В результате исследований была установлена зависимость:

$$T = ch^{1.1}(B \cdot H)^{0.6}. \quad (2)$$

Как видно, зависимости 1 и 2 практически совпадают.

Износостойкость резцов исследовалась при точении стали 40X резцами из сплава Т15К6 ( $\alpha = 6^\circ$ ;  $\gamma = 10^\circ$ ;  $\gamma_f = 5^\circ$ ;  $f = 0.8$ мм;  $\varphi = 60^\circ$ ) Режимы обработки  $t = 0.8$ мм,  $S = 1.2$ мм/об,  $V = 90$ м/мин. За критерий затупления принята ширина площадки износа по задней поверхности пластины  $h = 0.8$  мм.

В исследовании также был реализован трехуровневый план второго порядка. В результате математической обработки результатов эксперимента получена следующая зависимость

$$T = ch^{0.5}(B \cdot H)^{0.55} \quad (3)$$

Полученная зависимость была подтверждена эксплуатационными испытаниями резцов при получистовой обработке валков из стали 9ХФ на следующих режимах  $t = 15$ мм,  $s = 1.2$ мм/об,  $V = 90$  м/мин

В результате получена следующая зависимость:

$$T = ch^{0.45}(B \cdot H)^{0.5}. \quad (4)$$

Как видно из полученных экспериментальных зависимостей, толщина пластины и сечение державки более значительно влияют на прочность, чем на износостойкость инструмента.

Существующие типы конструкций сменных многогранных пластин в

поперечном сечении имеют прямоугольную или более сложную форму, предусматривающую отверстия, уступы, выемки для крепления, причем отверстия могут быть цилиндрическими, иметь конический или фасонный участок. Толщина пластины может быть меньше ширины, больше ширины или толщина пластины может быть примерно равна ширине.

Многогранные пластины, выпускаемые в промышленности, имеют толщину до 8 мм и длину режущей кромки до 25 мм. Создавать многогранные пластины с длиной режущей кромки свыше 25 мм нерационально, так как это приводит к увеличению расхода твердого сплава.

Используя результаты проведенного анализа для съема больших сечений среза необходимо разработать специальную твердосплавную пластину с длиной режущей кромки более 25 мм. Из размерных параметров наибольшее влияние на прочность инструмента оказывает толщина пластины.

Для тяжелых условий резания с учетом проведенных исследований и полученных зависимостей были разработаны специальные твердосплавные пластины с крепежным уступом, увеличенной толщины при соответствующем уменьшении ширины, что привело к повышению прочности инструмента

Для надежного крепления твердосплавной пластины упорную поверхность места крепления располагают выше линии действия горизонтальной силы крепления, что создает момент, прижимающий пластину к опорной поверхности в наиболее нагруженном месте – под вершиной резца. Для пластины с уступом более высокое расположение упорной поверхности также повышает прочность инструмента (рисунке 1).

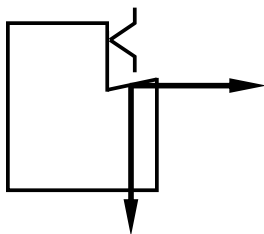


Рисунок 1 - Схема крепления специальной твердосплавной пластины

Влияние конструкции пластины и способа крепления оценивали по результатам испытаний методом ступенчато-возрастающей подачи. Опыты проводились при точении стали 40Х при глубине резания 15 мм. Значения подач сравнивали со значением подач  $S_{баз}$  для резцов с механическим креплением горизонтальной пластины через отверстие.

На рисунке 2 приведены показатели прочности – относительные значения подач для соответствующих типов пластин. Установлено, что при переходе от резцов с горизонтальными пластинами к резцам с механическим креплением вертикальных пластин подача увеличивается в 1,5 раза. Еще большую прочность имеют специальные пластины с

уступом, что обеспечивает рост подачи в 1,75-1,9 раза по сравнению с горизонтальной пластиной.

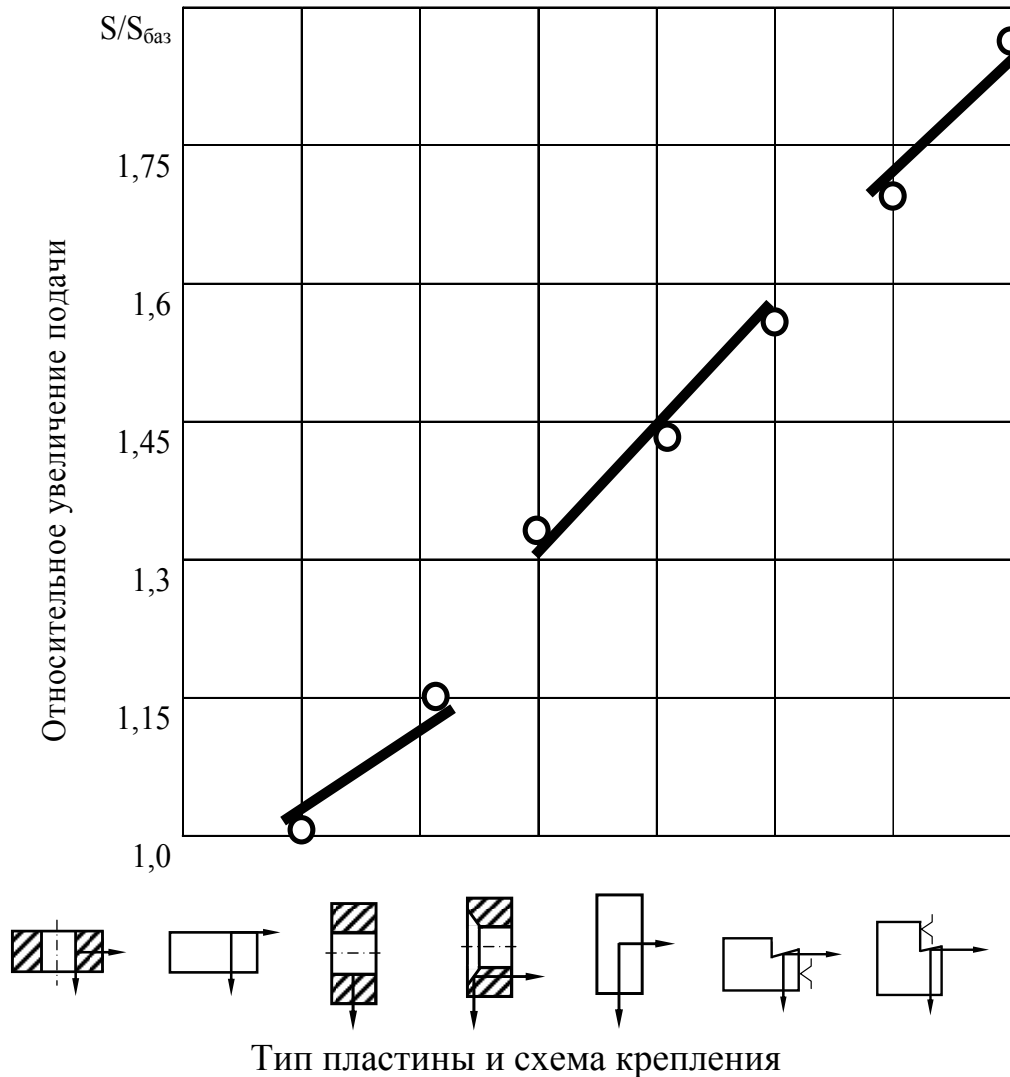


Рисунок 2 - Относительные значения подачи для различных типов пластин и схем крепления

Проведенные исследования показали, что при съеме больших сечений среза прочность и жесткость инструмента повышается благодаря росту момента сопротивления и момента инерции при переходе от горизонтальной режущей пластины к вертикальной с уступом. Эксплуатационные испытания агрегатно-модульных резцов с механическим креплением специальных пластин на долговечность позволили получить модель влияния параметров инструмента на число периодов стойкости до неустранимого отказа

$$K = \frac{CD_c^{0,8} h^{1,1} (H \times B)^{0,6}}{t^{1,1} S^2 HB^{1,2}} \left( \frac{D_\zeta}{D_{\tilde{n}}} \right)^{0,5}, \quad (5)$$



где  $K$  - число периодов стойкости режущей пластины;  $C$  - коэффициент, зависящий от материала режущей части и конструкции модульного инструмента;  $D_3$  - наибольший диаметр обрабатываемой заготовки;  $D_c$  - наибольший диаметр заготовки, устанавливаемый на станке, основная характеристика станка, мм;  $HВ$  - твердость обрабатываемого материала.

Если проанализировать математическую модель (5), то можно отметить что  $HВ$ ,  $t$ ,  $S$  характеризуют нагрузку на инструмент, а  $h$ ,  $(B \times H)$  прочность режущего инструмента,  $D_c$  и отношение  $\left(\frac{D_3}{D_c}\right)$  жесткость технологической системы.

Это отражает тот факт, что если период стойкости является преимущественно показателем износостойкости и определяет скорость резания, то число периодов стойкости является показателем прочности и определяет подачу.

Формулы (1), (2) являются моделями стойкости, отражающие соответственно износостойкость и прочность агрегатно-модульного инструмента и их зависимость от ряда факторов, с учетом которых получены поправочные коэффициенты на выбор подачи от параметров инструмента (таблица 3)

Таблица 3 - Поправочные коэффициенты на величину подачи

H×B (мм)	Толщина пластины мм					
	8	10	12	14	18	20
40×40	0,75	0,9	1,0	1,05	-	-
40×60	0,6	0,75	0,85	1,0	1,2	-
60×60						
80×60	-	0,75	0,85	1,0	1,2	1.4
80×80						

### **Выводы**

Полученные модели вошли в нормативы режимов резания [2], которые в отличие от ранее принятых отражают влияние конструктивных параметров агрегатно-модульных резцов на режимы резания.

### **Литература**

- 1 Хаев Г.И. Прочность режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1975.- 168с.
- 2 Общемашиностроительные нормативы режимов резания: В 2-х Т.: Т.1 / Локтев А.Д., Гушин И.Ф., Клименко Г.П., Мироненко Е.В. и др. - М.: Машиностроение 1991. - 640 с.

УДК 621.9.02

**Вовк В.В.**

НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

## **ГЕОМЕТРИЯ ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КОНЦЕВЫХ ФАСОННЫХ ФРЕЗ**

*The different shapes of a flank surface of end shaped hobs with a spherical initial tool surface are considered. Is developed the procedure and are obtained the analytical relations for calculation of static clearance angles in normal section in different points of a cutting edge, that allows to evaluate efficiency of the adopted shape of a flank surface.*

### **Вступление**

Концевые фасонные фрезы со сферической исходной инструментальной поверхностью получили распространение при обработке сложных фасонных поверхностей на станках с ЧПУ. Работоспособность таких фрез, как и других режущих инструментов, в определенной степени зависит от геометрии задней поверхности, то есть от формы режущей кромки и от величины задних углов в различных ее точках. Применительно к концевым фасонным фрезам, геометрия задней поверхности разработана не достаточно. Поэтому в данной статье решается задача определения формы режущей кромки концевой фасонной фрезы со сферической исходной инструментальной поверхностью, величин задних углов при различных способах образования задней поверхности.

### **Форма режущей кромки**

Графическое определение формы режущей кромки концевой фрезы со сферической исходной инструментальной поверхностью изображено на рисунке 1. Режущая кромка фрезы определяется как линия пересечения исходной сферической инструментальной поверхности радиуса  $R$  и передней плоскости.

При аналитическом определении формы режущей кромки вводятся системы координат  $X_2Y_2Z_2$ ,  $X_1Y_1Z_1$ ,  $XYZ$ . Положение системы  $X_1Y_1Z_1$  относительно системы  $X_2Y_2Z_2$  определяется величиной угла  $\varepsilon$ , который, в соответствии с графическим решением, равен:

$$\operatorname{tg} \varepsilon = \frac{\sin \gamma_u (1 - \sin \delta)}{\cos \delta}.$$

Радиус  $R_K$  окружности режущей кромки равен:

$$R_K = R \sqrt{1 - \sin^2 \gamma_u \cos^2 \varepsilon}.$$

Формулы преобразования координат в рассматриваемом случае будут:

$$X_1 = X_2 \cos \varepsilon - Y_2 \sin \varepsilon,$$

$$Y_1 = Y_2 \cos \varepsilon + X_2 \sin \varepsilon,$$

$$Z_1 = Z_2.$$

$$X = X_1 \cos \gamma_u - Z_1 \sin \gamma_u,$$

$$Y = Y_1,$$

$$Z = Z_1 \cos \gamma_u + X_1 \sin \gamma_u.$$

$$X = (X_2 \cos \varepsilon - Y_2 \sin \varepsilon) \cos \gamma_u - Z_2 \sin \gamma_u,$$

$$Y = Y_2 \cos \varepsilon + X_2 \sin \varepsilon,$$

$$Z = Z_2 \cos \gamma_u + (X_2 \cos \varepsilon - Y_2 \sin \varepsilon) \sin \gamma_u.$$

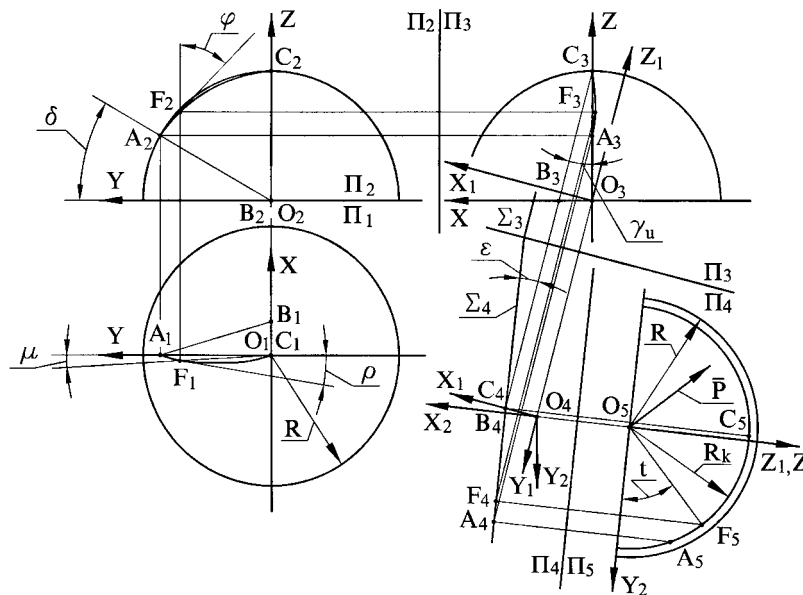


Рисунок 1 – Определение формы режущей кромки концевой фасонной фрезы

Рассмотрим произвольную точку F режущей кромки. В системе  $X_2Y_2Z_2$  координаты точки F будут:

$$X_{2F} = R \sin \gamma_u \cos \varepsilon,$$

$$Y_{2F} = R_K \cos t,$$

$$Z_{2F} = R_K \sin t.$$

В соответствии с формулами преобразования координат, координаты произвольной точки F режущей кромки в системе XYZ будут:

$$X_F = (R \sin \gamma_u \cos^2 \varepsilon - R_K \cos t \cdot \sin \varepsilon) \cos \gamma_u - R_K \sin t \cdot \sin \gamma_u,$$

$$Y_F = R_K \cos t \cdot \cos \varepsilon + R \sin \gamma_u \cos \varepsilon \sin \varepsilon,$$

$$Z_F = R_K \sin t \cdot \cos \gamma_u + (R \sin \gamma_u \cos^2 \varepsilon - R_K \cos t \cdot \sin \varepsilon) \sin \gamma_u.$$

Угол  $\mu$ , характеризующий положение проекции  $F_1$  произвольной точки F режущей кромки на плоскость  $\Pi_1$  будет равен:

$$tg\mu = \frac{R_K \sin t \cdot \sin \gamma_u - R \sin \gamma_u \cos^2 \varepsilon \cos \gamma_u + R_K \cos t \cdot \sin \varepsilon \cos \gamma_u}{R_K \cos t \cdot \cos \varepsilon + R \sin \gamma_u \cos \varepsilon \sin \varepsilon}.$$

В системе  $X_2Y_2Z_2$  вектор  $\vec{P}$ , который идет параллельно касательной к режущей кромке в произвольной точке F будет:

$$\vec{P} = -\vec{j}_2 \sin t + \vec{k}_2 \cos t.$$

В соответствии с формулами преобразования координат, координаты вектора  $\vec{P}$  в системе XYZ будут:

$$\begin{aligned} X_P &= \sin t \cdot \sin \varepsilon \cos \gamma_u - \cos t \cdot \sin \gamma_u, \\ Y_P &= -\sin t \cdot \cos \varepsilon, \\ Z_P &= \cos t \cdot \cos \gamma_u + \sin t \cdot \sin \varepsilon \sin \gamma_u. \end{aligned}$$

Угол  $\varphi$ , характеризующий положение проекции касательной к режущей кромке в плоскости YZ, будет:

$$tg\varphi = \frac{\sin t \cdot \cos \varepsilon}{\cos t \cdot \cos \gamma_u + \sin t \cdot \sin \varepsilon \sin \gamma_u} = \frac{\cos \varepsilon}{ctgt \cdot \cos \gamma_u + \sin \varepsilon \sin \gamma_u}.$$

Угол  $\rho$ , характеризующий положение проекции касательной к режущей кромке в плоскости XY будет:

$$tg\rho = \frac{\sin t \cdot \sin \varepsilon \cos \gamma_u - \cos t \cdot \sin \gamma_u}{\sin t \cdot \cos \varepsilon} = \frac{\sin \varepsilon \cos \gamma_u - ctgt \cdot \sin \gamma_u}{\cos \varepsilon}.$$

При известных углах  $\varphi$  и  $\rho$  вектор  $\vec{P}$ , идущий по касательной к режущей кромке в ее произвольной точке F в системе XYZ будет:

$$\vec{P} = -\vec{i} \cdot tg\rho - \vec{j} + \vec{k} \cdot ctg\varphi.$$

### **Определение задних углов**

Задний угол  $\alpha$  - это угол в секущей плоскости между задней поверхностью лезвия и плоскостью резания. Нормальный задний угол  $\alpha_n$  определяется в секущей плоскости перпендикулярной режущей кромке в исследуемой точке. Нормальный задний угол  $\alpha_n$  равен углу между нормалью к поверхности резания  $\vec{N}_P$  и нормалью к задней поверхности  $\vec{N}_3$ . Нормаль к поверхности резания  $\vec{N}_P$  определяется как векторное произведение векторов  $\vec{P}$  и  $\vec{V}$ . Вектор  $\vec{P}$ , идущий по касательной к режущей кромке, в системе XYZ будет:

$$\vec{P} = -\vec{i} \cdot tg\rho - \vec{j} + \vec{k} \cdot ctg\varphi.$$

Вектор  $\vec{V}$  скорости главного движения резания (рисунок 2) будет:

$$\vec{V} = -\vec{i} \cdot \cos \mu - \vec{j} \cdot \sin \mu.$$

Нормаль к поверхности резания  $\vec{N}_P$  будет:

$$\vec{N}_P = [\vec{P} \times \vec{V}] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ -tg\rho & -1 & ctg\varphi \\ -\cos\mu & -\sin\mu & 0 \end{vmatrix}.$$

Раскрывая определитель, будем иметь:

$$\vec{N}_P = \vec{i} \cdot ctg\varphi \cdot \sin\mu - \vec{j} \cdot ctg\varphi \cdot \cos\mu + \vec{k}(tg\rho \cdot \sin\mu - \cos\mu),$$

$$\vec{N}_P = \vec{i} \cdot ctg\varphi \cdot \sin\mu - \vec{j} \cdot ctg\varphi \cdot \cos\mu - \vec{k} \cdot \frac{\cos(\mu + \rho)}{\cos\rho}.$$

Нормаль  $\vec{N}_3$  к задней поверхности определяется как векторное произведение вектора  $\vec{P}$  и вектора  $\vec{Z}$ , касательного к задней поверхности в рассматриваемой точке режущей кромки.

Положение вектора  $\vec{Z}$  определяется принятой формой задней поверхности. Рассмотрим случай, когда задняя поверхность концевой фасонной фрезы будет круглой конической поверхностью. В системе  $X_2Y_2Z_2$  режущая кромка является окружностью радиуса  $R_K$ , которая в истинную величину проецируется на плоскость  $\Pi_5$ . Эта окружность принимается за основание задней круглой конической поверхности.

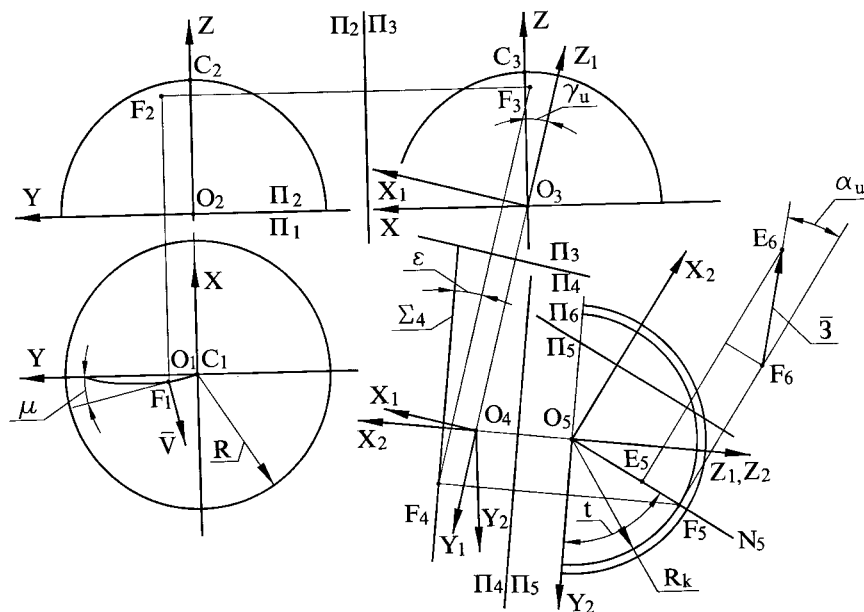


Рисунок 2 – Определение заднего нормального статического угла концевой фасонной фрезы с конической задней поверхностью

Образующие задней круглой конической поверхности проводятся под выбранным инструментальным задним углом  $\alpha_u$ . Так в сечении  $N_5$ , перпендикулярном к круговой режущей кромке в ее исследуемой точке  $F$ ,

образующая задней круговой конической поверхности будет прямой FE. По этой прямой проводится вектор  $\vec{Z}$ , который касается задней поверхности в точке F. В системе  $X_2Y_2Z_2$  вектор  $\vec{Z}$  будет:

$$\vec{Z} = \vec{i}_2 - \vec{j}_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_u \cdot \cos t - \vec{k} \cdot \operatorname{tg} \alpha_u \cdot \sin t,$$

где  $t$  - угол, который определяет положение исследуемой точки режущей кромки.

По формулам преобразования координат определяется вектор  $\vec{Z}$  в системе XYZ:

$$\vec{Z} = \vec{i} \cdot X_3 + \vec{j} \cdot Y_3 + \vec{k} \cdot Z_3,$$

где  $X_3 = (\cos \varepsilon + \operatorname{tg} \alpha_u \cos t \cdot \sin \varepsilon) \cdot \cos \gamma_u + \operatorname{tg} \alpha_u \cdot \sin t \cdot \sin \gamma_u$ ,

$$Y_3 = \sin \varepsilon - \operatorname{tg} \alpha_u \cdot \cos t \cdot \cos \varepsilon,$$

$$Z_3 = (\cos \varepsilon + \operatorname{tg} \alpha_u \cos t \cdot \sin \varepsilon) \sin \gamma_u - \operatorname{tg} \alpha_u \sin t \cdot \cos \gamma_u$$

Вектор  $\vec{N}_3$  нормали к задней поверхности будет векторным произведением векторов  $\vec{P}$  и  $\vec{Z}$ .

$$\vec{N}_3 = [\vec{P} \times \vec{Z}] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ -\operatorname{tg} \rho & -1 & \operatorname{ctg} \varphi \\ X_3 & Y_3 & Z_3 \end{vmatrix} =$$

$$= \vec{i}(-Z_3 - Y_3 \cdot \operatorname{ctg} \varphi) + \vec{j}(\operatorname{tg} \rho \cdot Z_3 + X_3 \cdot \operatorname{ctg} \varphi) + \vec{k}(-Y_3 \cdot \operatorname{tg} \rho + X_3).$$

Угол  $\alpha_n$  между векторами  $\vec{N}_P$  и  $\vec{N}_3$  определяется по формуле:

$$\cos \alpha_n = \frac{(\vec{N}_P \cdot \vec{N}_3)}{|\vec{N}_P| \cdot |\vec{N}_3|}.$$

Скалярное произведение векторов  $\vec{N}_P$  и  $\vec{N}_3$  будет:

$$(\vec{N}_P \cdot \vec{N}_3) = -\operatorname{ctg} \varphi \cdot \sin \mu \cdot (Z_3 + Y_3 \operatorname{ctg} \varphi) - \operatorname{ctg} \varphi \cdot \cos \mu \cdot (\operatorname{tg} \rho \cdot Z_3 + X_3 \operatorname{ctg} \varphi) + (X_3 - Y_3 \cdot \operatorname{tg} \rho) \cdot (\operatorname{tg} \rho \cdot \sin \mu - \cos \mu).$$

Модуль вектора  $\vec{N}_P$  будет:

$$|\vec{N}_P| = \sqrt{\operatorname{ctg}^2 \varphi + \frac{\cos^2(\mu + \rho)}{\cos^2 \rho}} = \sqrt{\operatorname{ctg}^2 \varphi + (\operatorname{tg} \rho \cdot \sin \mu - \cos \mu)^2}.$$

Модуль вектора  $\vec{N}_3$  будет:

$$|\vec{N}_3| = \sqrt{(Z_3 + Y_3 \operatorname{ctg} \varphi)^2 + (Z_3 \operatorname{tg} \rho + X_3 \operatorname{ctg} \varphi)^2 + (X_3 - Y_3 \operatorname{tg} \rho)^2}.$$

По этим формулам рассчитывается задний нормальный статический угол  $\alpha_n$  в различных точках круговой режущей кромки при переменном

соответствующем значении угла  $t$  и круглой конической задней поверхности.

Рассмотрим случай, когда задняя поверхность концевой фасонной фрезы будет фасонной цилиндрической поверхностью (рисунок 3). Примем, что образующие фасонной цилиндрической задней поверхности идут параллельно профильной плоскости проекции  $\Pi_3$ . Так для произвольной точки  $F$  режущей кромки образующей задней цилиндрической поверхности будет прямая  $FE$ . Положение образующей  $FE$  определяется принятой величиной инструментального угла  $\alpha_u$ . По образующей  $FE$  цилиндрической задней поверхности проводится вектор  $\vec{Z}_1$ , который касается задней поверхности в точке  $F$ . В системе  $XYZ$  вектор  $\vec{Z}_1$  будет:

$$\vec{Z}_1 = \vec{i} - \vec{k} \cdot \operatorname{tg} \alpha_u.$$

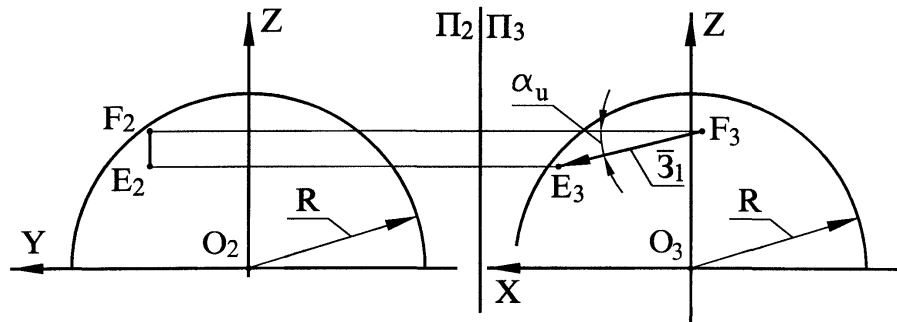


Рисунок 3 – Определение заднего нормального статического угла концевой фасонной фрезы с фасонной цилиндрической задней поверхностью

Вектор  $\vec{N}_3$  нормали к задней поверхности будет векторным произведением векторов  $\vec{P}$  и  $\vec{Z}_1$ .

$$\vec{N}_3 = [\vec{P} \times \vec{Z}_1] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ -\operatorname{tg} \rho & -1 & \operatorname{ctg} \varphi \\ 1 & 0 & -\operatorname{tg} \alpha_u \end{vmatrix} = \vec{i} \operatorname{tg} \alpha_u - \vec{j} (\operatorname{tg} \alpha_u \cdot \operatorname{tg} \rho - \operatorname{ctg} \varphi) + \vec{k}.$$

Скалярное произведение векторов  $\vec{N}_p$  и  $\vec{N}_3$  будет:

$$(\vec{N}_p \cdot \vec{N}_3) = \operatorname{tg} \alpha_u \operatorname{ctg} \varphi \sin \mu + \operatorname{ctg} \varphi \cos \mu \cdot (\operatorname{tg} \alpha_u \operatorname{tg} \beta - \operatorname{ctg} \varphi) - \frac{\cos(\mu + \rho)}{\cos \rho}$$

или

$$(\vec{N}_p \cdot \vec{N}_3) = \frac{\operatorname{tg} \alpha_u \cdot \operatorname{ctg} \varphi \cdot \sin(\mu + \rho) - \cos(\mu + \rho)}{\cos \beta} - \operatorname{ctg}^2 \varphi \cdot \cos \mu.$$

Модуль вектора  $\vec{N}_p$  будет:

$$|\vec{N}_P| = \sqrt{ctg^2 \varphi + \frac{\cos^2(\mu + \rho)}{\cos^2 \rho}} = \frac{\sqrt{ctg^2 \varphi \cos^2 \rho + \cos^2(\mu + \rho)}}{\cos \rho}.$$

Модуль вектора  $\vec{N}_3$  будет:

$$|\vec{N}_3| = \sqrt{tg^2 \alpha_u + (tg \alpha_u tg \rho - ctg \varphi)^2 + 1}.$$

Статический задний нормальный угол  $\alpha_n$  будет:

$$\cos \alpha_n = \frac{tg \alpha_u ctg \varphi \sin(\mu + \rho) - \cos(\mu + \rho) - ctg^2 \varphi \cos \mu \cos \rho}{\sqrt{ctg^2 \varphi \cos^2 \rho + \cos^2(\mu + \rho)} \cdot \sqrt{1 + tg^2 \alpha_u + (tg \alpha_u tg \rho - ctg \varphi)^2}}.$$

Рассмотрим частный случай, когда, при конической задней поверхности, инструментальный передний угол  $\gamma_n$  принят равным нулю. Подставляя значение  $\gamma_n = 0$  в общие формулы будем иметь:

$$\varepsilon = 0, \mu = 0, \rho = 0, \varphi = t.$$

При этих значениях углов векторы  $\vec{P}$ ,  $\vec{V}$  и  $\vec{Z}$  в системе XYZ будут:

$$\vec{P} = -\vec{j} + \vec{k} \cdot ctg \varphi,$$

$$\vec{V} = -\vec{i},$$

$$\vec{Z} = \vec{i} - \vec{j} tg \alpha_u \cos t - \vec{k} tg \alpha_u \sin t.$$

Вектор нормали  $\vec{N}_P$  к поверхности резания:

$$\vec{N}_P = -\vec{j} \cdot ctg \varphi - \vec{k}.$$

Вектор нормали  $\vec{N}_3$  к задней поверхности:

$$\vec{N}_3 = \vec{i} \cdot (tg \alpha_u \sin t + tg \alpha_u \cos t ctg \varphi) + \vec{j} \cdot ctg \varphi + \vec{k}.$$

Скалярное произведение векторов  $\vec{N}_P$  и  $\vec{N}_3$  будет:

$$(\vec{N}_P \cdot \vec{N}_3) = -ctg^2 \varphi - 1 = -\frac{1}{\sin^2 \varphi}.$$

Модуль вектора нормали  $\vec{N}_P$  к поверхности резания:

$$|\vec{N}_P| = \sqrt{1 + ctg^2 \varphi} = \frac{1}{\sin \varphi}.$$

Модуль вектора нормали  $\vec{N}_3$  к задней поверхности:

$$|\vec{N}_3| = \sqrt{\frac{tg^2 \alpha_u}{\sin^2 \varphi} + ctg^2 \varphi + 1} = \frac{\sqrt{tg^2 \alpha_u + 1}}{-\sin \varphi}.$$

Задний угол  $\alpha_n$  будет равен:



$$\cos \alpha_n = \frac{\frac{1}{\sin^2 \varphi}}{\frac{1}{\sin \varphi} \cdot \frac{\sqrt{\operatorname{tg}^2 \alpha_u + 1}}{\sin \varphi}} = \cos \alpha_u.$$

Таким образом, при  $\gamma_n = 0$  и задней поверхности в форме круглого конуса, задние углы  $\alpha_n$  во всех точках режущей кромки будут равны принятой величине инструментального заднего угла  $\alpha_u$ , что и следовало ожидать.

В частном случае, при фасонной цилиндрической задней поверхности и при  $\gamma_n = 0$  будем иметь:

$$\cos \alpha_n = \frac{-1 - \operatorname{ctg}^2 \varphi}{\pm \sqrt{\operatorname{ctg}^2 \varphi + 1} \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_u + \operatorname{ctg}^2 \varphi}}.$$

Преобразуя получим:

$$\cos \alpha_n = \frac{1}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_u \sin^2 \varphi}}.$$

Отсюда:

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \operatorname{tg} \alpha_u \sin \varphi.$$

Таким образом при фасонной цилиндрической поверхности задний угол при  $\gamma_n = 0$  не остается постоянным. Его величина изменяется при переходе от одной точки режущей кромки к другой. В точке режущей кромки в которой  $\varphi=0$ , задний угол  $\alpha_n$  будет также равен нулю. При  $\varphi=90^\circ$  статический нормальный задний угол  $\alpha_n$  будет равен принятой величине инструментального заднего угла  $\alpha_u$ .

### **Выводы**

Рассмотрены различные формы задней поверхности концевых фасонных фрез со сферической исходной инструментальной поверхностью. Разработана методика и получены аналитические зависимости для расчета статических задних углов в нормальном сечении в различных точках режущей кромки, что позволяет оценивать совершенство принятой формы задней поверхности.

### **Литература**

- 1 Родин П.Р. Металлорежущие инструменты. - К.: Вища школа, 1986. – 455с.

УДК 621.9.025.004

**Казакова Т.В., Запоржец Е.В.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ И ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ МЕЛКИХ И СРЕДНИХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ И УСЛОВИЙ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИИ**

*Results of researches of durability, non-failure operation and quality as a whole of various designs of modular cutters are given. Correction factors are designed for submission their uses providing efficiency on machine tools with manual management and given reliability for machine tools with program management.*

### ***Введение***

Современное машиностроение выдвигает новые требования к режущему инструменту. Важное значение, особенно для автоматизированного производства, станков с ЧПУ и ГПС, имеет его надежность, приспособленность к обслуживанию и высокое качество изготовления. Этим требованиям отвечает сборный инструмент с механическим креплением твердосплавных пластин. Однако сборный инструмент отличается большой сложностью и многовариантностью и эффективность его работы может быть оценена только на основе системного подхода. Недостаточная эффективность сборного режущего инструмента иногда связана с применением его не по назначению.

Важным этапом создания и эффективного применения нового инструмента является комплексная оценка его технического уровня и качества с учетом большого числа свойств. Для этого с позиции общей теории качества продукции необходима комплексная оценка конструктивных вариантов на основе экспертизы, лабораторных и эксплуатационных испытаний.

### ***Анализ исследований и публикаций по проблеме***

Конструкции резцов со сменными многогранными неперетачиваемыми твердосплавными пластинами и основные показатели их качества в значительной мере определяются совместным влиянием формы пластины в поперечном сечении и схемы ее крепления и базирования (тип конструкции) /1/.

В зависимости от формы пластины применяют ту или иную схему ее закрепления, причем для одной и той же формы пластины возможны различные схемы (рисунок 1). Силы закрепления могут прижимать пластину по упорной поверхности в горизонтальном направлении (схема Р), по опорной поверхности в вертикальном направлении (схема С), и одновременно в вертикальном и горизонтальном направлении, то есть по опорной и упорной поверхностям одновременно (схемы М и S).

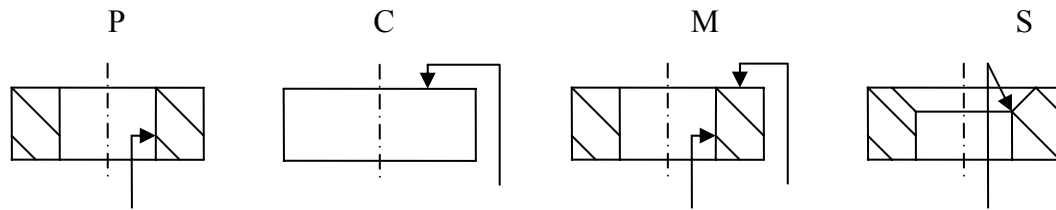


Рисунок 1 – Схемы закрепления сменных неперетачиваемых твердосплавных пластин

Схема закрепления Р имеет различные варианты исполнения: с базированием отверстием на неподвижный штифт; с подвижной опорной базой и подвижным штифтом и с подвижной опорной базой и неподвижным штифтом (рычажный механизм закрепления посредством качающегося L-образного элемента); с креплением пластин посредством «косой тяги» и т.д.

Достоинством всех узлов закрепления являются: высокая технологичность, малое число комплектующих деталей, относительная простота эксплуатации. Недостатком – низкая жесткость из-за отсутствия силы, прижимающей пластину к опорной поверхности.

Более рациональным являются конструкции типа М с одновременным закреплением как со стороны упорной, так и со стороны передней поверхности (крепление штифтом и прихватом или клином и прихватом).

Достоинством такой схемы является высокая жесткость, существенным недостатком – большое число деталей крепления и большая трудоемкость изготовления.

Особое внимание необходимо уделить типу крепления S с использованием режущих пластин с коническим или фасонным участком отверстия. Малые габаритные размеры, простота и надежность конструкции обеспечивают возможность ее применения как в легких, так и в тяжелых условиях резания, причем в широком размерном ряду резцов. Существенным недостатком является трудность изготовления фасонного отверстия.

Режущие пластины без отверстий (схема С) закрепляют посредством прижима со стороны передней поверхности. Различают конструкции с одноплечим прихватом, применяемые преимущественно для чистовых операций; с двухплечим прихватом и накладным стружколомом, место прижима которых значительно приближено к режущей кромке, применяемые преимущественно для получистовых и некоторых видов черновых операций. Конструкции резцов с креплением двухплечим прихватом за выемку на пластине применяют преимущественно для контурной обработки. Недостатком таких конструкций является пониженная жесткость из-за большого количества стыков и необходимость очень точного изготовления составляющих элементов.

Целью настоящей работы является выбор оптимальных конструк-

тивных вариантов сборных резцов и условий их эксплуатации по результатам их ускоренных испытаний и интегральным показателям качества.

### *Методика работы*

Выбор оптимальных конструкций проводили по следующей методике: вначале оценивали прочность сборных резцов, затем показатели надежности, рассчитывали суммарный интегральный показатель качества и определяли поправочные коэффициенты на подачу для различных конструкций сборных резцов.

Прочность резцов оценивали методом ступенчато-возрастающей подачи /1,2/. Показателем прочности является подача  $S_p$ , при которой происходит разрушение инструмента за время, меньшее времени работы на ступени. Для получения достоверных результатов количество повторных опытов принимаем равным 7 /2,3/. В качестве показателя прочности для исследованных конструкций резцов принимали среднее значение разрушающей подачи.

В качестве показателей надежности использованы показатели безотказности (средний период стойкости  $T$ , коэффициент его вариации и закон распределения); и показатели ремонтпригодности (среднее время замены пластины  $\tau_{пл.}$ , коэффициент вариации времени замены пластины и закон его распределения).

Для оценки эффективности различных конструкций резцов рассчитывали интегральные показатели их качества /1/:

$$K_{и} = \frac{W}{\left(1 + \frac{\tau_{в}}{T}\right) \left(C_{п} + \frac{C_{ин} + E_{н} \cdot K_{д}}{KT}\right)}, \quad (1)$$

где  $W$  – суммарный полезный эффект;  $\tau_{в}$  – среднее время замены пластины;  $T$  – средний период стойкости;  $K$  – число периодов стойкости.

Объектом исследования являлись сборные резцы четырех конструкций со схемами закрепления Р, М, С, S с сечением державки  $H \times B = 25 \times 25$  мм, оснащенные твердосплавными пластинами марки Т15К6 с углом  $\varphi = 45^\circ$  (рисунок 2). Для сравнения были использованы аналогичные напайные резцы.

Показатели прочности были получены в лабораторных условиях при продольном точении стали 45. Показатели надежности были рассчитаны по результатам эксплуатационных испытаний при точении стали 45 на следующих режимах:  $t = 3,5$  мм;  $S = 0,47$  мм/об;  $v = 116$  м/мин.

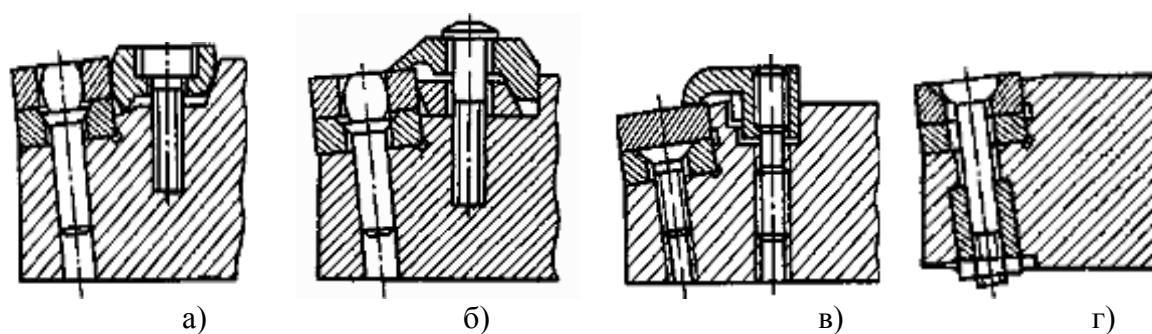


Рисунок 2 – Конструкции сборных резцов  
а – схема Р; б – схема М; в – схема С; г – схема S

### *Результаты исследований*

Результаты исследований прочности, безотказности, ремонтпригодности и интегральная оценка качества различных конструкций приведены в таблице 1.

Проведенные исследования показали, что в порядке возрастания прочности резцы располагаются в следующей последовательности: схема закрепления Р, схема закрепления С, схема закрепления S, схема закрепления М, напайные резцы. Изменение вероятности безотказной работы различных типов резцов приведено на рисунке 3. интегральные показатели качества различных конструкций приведены на рисунке 4.

Таблица 1 – Результаты оценки качества сборных резцов

Тип конструкции (схема закрепления)	Среднее значение разрушающей подачи $S_p$ , мм/об	Средний период стойкости $T$ , мин	Среднее время восстановления $t_v$ , с	Интегральная оценка качества $K_i$ , мм <sup>3</sup> /мин
Р	1,32	33,0	20,0	
М	2,05	46,0	21,0	
S	1,96	40,0	15,0	
С	1,48	36,0	19,0	
Напайная	2,54	60,0	-	-

Применение новых конструкций сборных резцов вызывает необходимость разработки новых нормативов режимов резания с целью повышения эффективности их использования. При этом оценивали универсальность резцов (возможность использования различных типов пластин, возможность использования для различных условий обработки), прочность, безотказность и ремонтпригодность.

При расчете поправочных коэффициентов на подачу для различных конструкций сборных резцов использованы результаты испытаний на прочность (значения разрушающей подачи). Значения среднего периода стойкости и изменения вероятности безотказной работы в течении среднего периода стойкости.

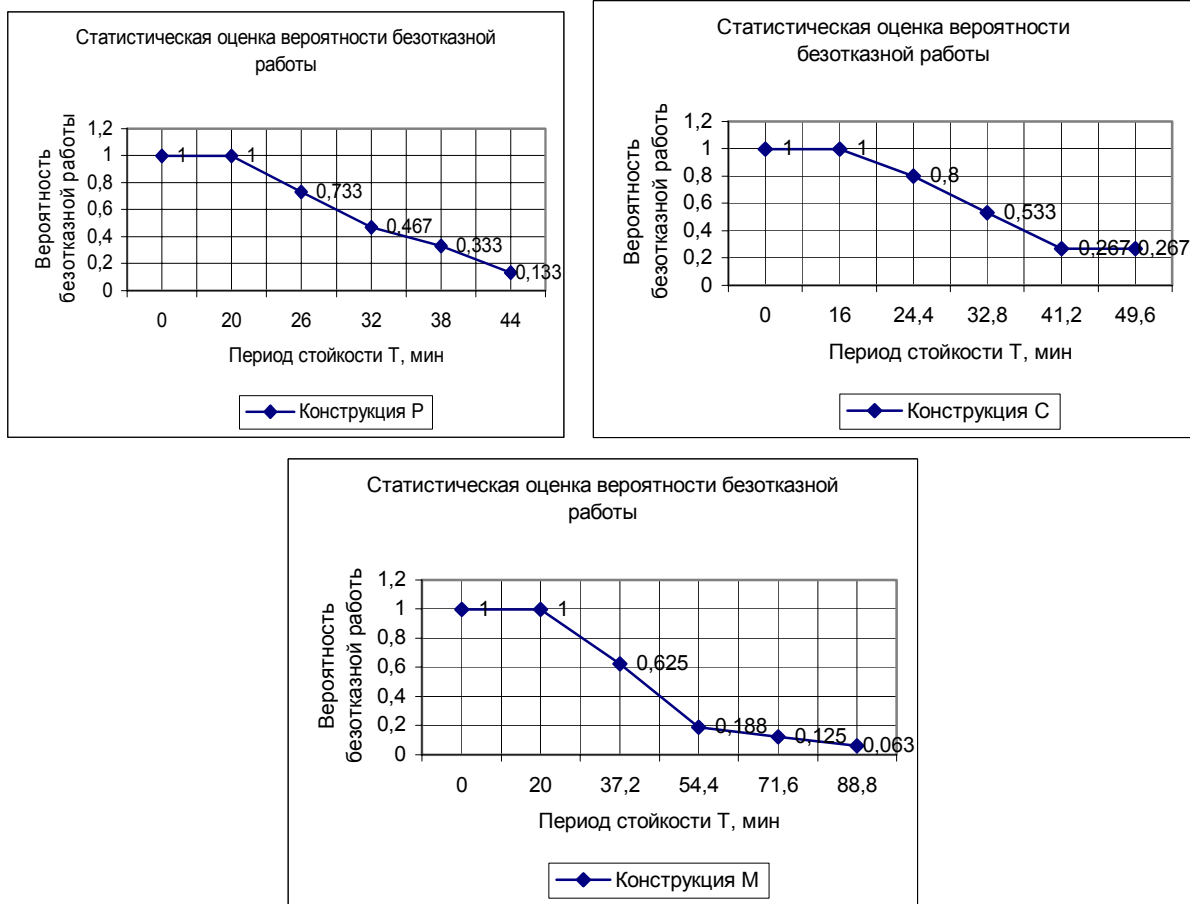


Рисунок 3 – Изменение вероятности безотказной работы различных конструкций резцов

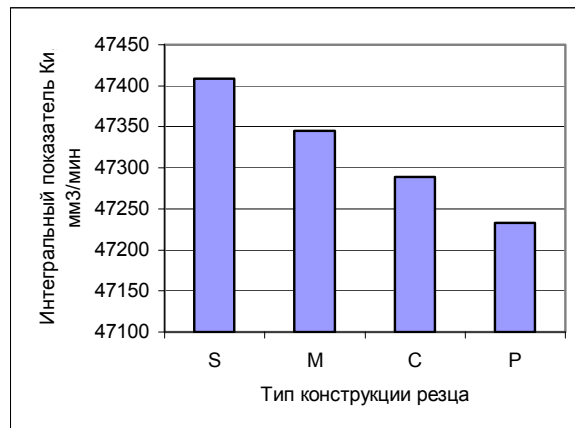


Рисунок 4 – Интегральные показатели качества резцов

Установлено, что между разрушающей подачей  $S_p$  и числом периодов в эксплуатации  $K$  существует корреляционная зависимость:

$$K_{sp} = Kk^\omega, \quad (2)$$

где  $K_{sp}$  – относительная величина разрушающей подачи;  $Kk$  – относительная величина чисел периодов стойкости и доли поломок в эксплуатации;  $\omega$  – показатель степени, в большинстве случаев равный 1,0...1,5.

Известна также и другая зависимость подачи от числа периодов стойкости  $K$  и доли поломок  $q$ :

$$S = C_k \cdot K^{-m_s} \text{ или } S = C_q \cdot q^{-m_s}, \quad (3)$$

где  $m_s$  – показатель степени при известном числе периодов стойкости и доля поломок равный 0,4...0,7.

Откуда, поправочный коэффициент на подачу:

$$K_{Sp} = K_{Sp}^{\eta}, \quad (4)$$

где  $K_{Sp}$  – поправочный коэффициент на подачу при постоянном числе периодов стойкости или доле поломок;  $\eta = \frac{\omega}{m_s} = 0,55...0,9$ , показатель степени.

На основании результатов экспериментов рассчитаны поправочные коэффициенты на подачу  $K_{Sp}$  при постоянном числе периодов стойкости или доле поломок для станков с ручным управлением и коэффициенты вариации стойкости и отношение  $T(0,9)/T$  для станков с ЧПУ (таблица 2).

Таблица 2 – Поправочные коэффициенты на подачу, обеспечивающие заданную надежность резцов

Тип конструкции (схема закрепления)	Относительная прочность	Поправочный коэффициент на подачу $K_{Sp}$	Коэффициент вариации периода стойкости $V_{\tau}$	$T(0,9)/T$
P	0,52	0,63	0,54	0,30
M	0,79	0,85	0,72	0,25
S	0,77	0,83	0,71	0,25
C	0,58	0,68	0,57	0,28
Напайная	1,00	1,00	0,51	0,30

### Выводы

1 В статье приведены результаты исследований различных конструкций сборных твердосплавных резцов и установлено, что наибольшую прочность, безотказность и качество в целом имеют сборные резцы с креплением пластины по схеме М, обеспечивающей закрепление как по опорной, так и по упорной поверхности.

2 Рассчитаны поправочные коэффициенты на подачу для различных конструкций сборных резцов, что обеспечивает их эффективность при эксплуатации на станках с ручным управлением и надежность ( $T(0,9)/T$ ) на станках с ЧПУ.

### Литература

- 1 Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л. Хаеа, В.М. Гах, К.Г. Громаков и др.; Под общей ред. Г.Л.Хаеа. – М.: Машиностроение, 1989. – 256 с.
- 2 Хаеа Л.Г., Казакова Т.В. Обеспечение качества инструмента в гибком автоматизированном производстве. – М.: ВНИИТЭМР, 1986. – 48с.
- 3 Казакова Т.В. Обеспечение качества сборного твердосплавного инструмента на различных этапах его создания и эксплуатации. – В кн.: Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып. 10/ Пред. редсовета Г.Л. Хаеа. – Краматорск: ДГМА, 2000. – с.14 – 19.

УДК 621.86.

**Ляшук О.Л.**

Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя

## **ОБҐРУНТУВАННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ Г-ПОДІБНИХ ЗАГОТОВОК**

*The description of a design, principle of work of the device for manufacturing G-like preparations is resulted. The submitted circuit of action of forces which arise during manufacturing G-like preparations, and also the deduced analytical dependences for calculation of parameters of forming tools.*

### **Вступ**

В машинобудуванні завжди були, і особливо сьогодні є актуальними питання щодо розробки нових, прогресивних, відносно недорогих способів виготовлення деталей машин. Причому потрібно, щоб ці розробки забезпечували якщо не безвідходне виробництво, то хоча б давали мінімум відходів. До таких способів належить навивання гвинтових стрічок на оправи різних типів. Таким методом можна виготовляти деталі машин, які мають найрізноманітніше застосування в промисловості та народному господарстві. Це зокрема гвинтоподібні профілі і спіралі, які широко використовуються в сучасному машинобудуванні для виконання багатофункціональних завдань, а також в ремонтній справі.

Як відомо, гвинтові деталі з Г-подібним поперечним перерізом використовуються, в транспортуючих механізмах для переміщення різного роду вантажів, такі транспортні засоби характеризуються високою продуктивністю роботи за рахунок бічної полицки шнека, а також можуть монтуватись без зовнішнього кожуха, так як полицка не дає вантажу випасти. Відомі ТП виготовлення заготовок з використанням методу навивання стрічки на оправку [1,2,3] не можуть забезпечити процесу виготовлення точних заготовок з Г-подібних профілів.

Робота виконується згідно координаційного плану Комітету з питань науки і техніки Міністерства освіти і науки України з розділу “Машинобудування” “Високоєфективні технологічні процеси в машинобудуванні” на 2002-2006 роки.

Метою роботи є розроблення технологічного процесу формоутворення гвинтових Г-подібних профільних заготовок з визначенням силових параметрів.



### Основна частина

На рисунку зображено схему навивання Г-подібних заготовок за якою навивання здійснюється на пристрої (рисунок 1). Запропонований пристрій характеризується тим, що на ньому можна здійснювати навивання Г-подібного профілю з шириною полки 20...30 мм без переустановки формуючих елементів.

При згинанні профільних спіралей основна доля моменту формоутворення припадає на моменти згинання ребра, для якого реалізується плоско-напружений стан. Розглянемо умову рівноваги для цього випадку згідно [1]:

$$\frac{d\sigma_p}{d\rho} + \frac{1}{\rho} \frac{d\sigma_\theta}{d\theta} + \frac{2\tau_{p\theta}}{\rho} + \frac{\tau_{p\theta}}{h} \frac{db}{d\rho} = 0 \quad (1)$$

Шари металу розташовані вище радіуса нейтрального шару деформації  $\rho_\theta$ , знаходиться в зоні розтягу, а нижче  $\rho_\theta$ , разом з нижньою полицею - в зоні стискування.

Узагальнена енергетична умова пластичності для всіх зон тонкостінного профілю має вигляд:

$$\sigma_o \text{sign}(\rho - \rho_o) - 0,5\sigma_p [1 + \text{sign}(\rho - \rho_o)] = \sigma_s \quad (2)$$

Для холодного навивання:

$$\sigma_s = \sigma_{mo} + \Pi \ln\left(\frac{\rho}{\rho_o}\right) \quad (3)$$

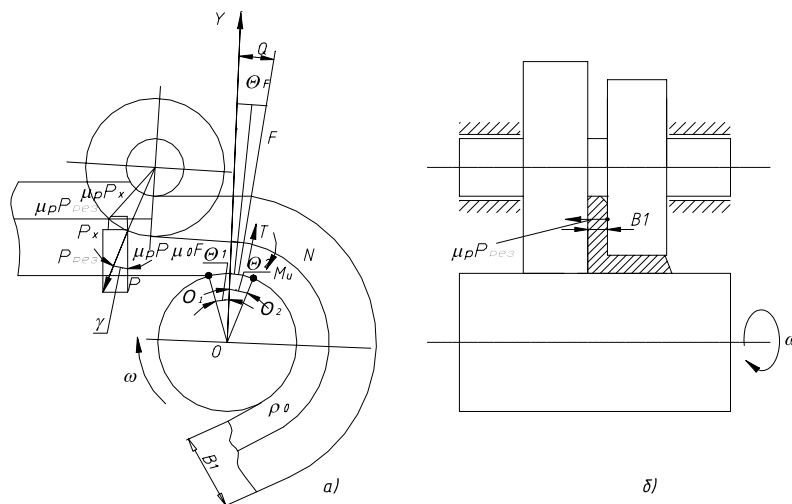


Рисунок 1 – Схема розподілу сил (а) і інструмент для навивання Г-подібного профілю (б)

В даному випадку задача згину поперечною силою можна привести до згину від спільного діючого моменту подільної сили, які діють в граничному перерізі  $\theta \rightarrow \theta_2$ . В залежності зв'язані ці величини, визначаються із системи рівнянь[1]:

$$N = P \frac{(\mu_p + tg\gamma_p)(\cos\theta_f + \mu_0 \sin\theta_f) + (1 - \mu_p tg\gamma_p)(\mu_0 \cos\theta_f - \sin\theta_f)}{\cos\theta_2(\cos\theta_f + \mu_0 \sin\theta_f) - \sin\theta_2(\mu_0 \cos\theta_f - \sin\theta_f)}; \quad (4)$$

$$M_i = PL(1 - \mu_0 tg\gamma_p) + PR(\mu_p + tg\gamma_p) + \frac{N \sin\theta_2 + P(1 - \mu_p tg\gamma_p)}{\cos\theta_f + \mu_0 \sin\theta_f} \mu_0 r - N\rho_c; \quad (5)$$

Експериментальні дані показали, що значення кутів  $\theta_1, \theta_2$  невеликі, а направлення рівнодіючої  $F$  практично співпадає з віссю  $\theta_\rho$ , тому залежність (4) і (5) в першому зближенні:

$$N = (\mu_p + \mu_0 + tg\gamma_p)P; \quad (6)$$

$$M_\sigma = [l + (\mu_p + tg\gamma_p)R + \mu_0 r]P, \quad (7)$$

де  $M_\sigma = M_i + N\rho_c$  - момент від тангенціального напруження за висотою заготовки.

Із цих залежностей записані рівняння, які зв'язують момент від тангенціального напруження поздовжньої розтягуючої сили

$$M_\sigma = \rho_{np} N, \quad (8)$$

де  $\rho_{np}$  - приведений радіус прикладання поздовжньої сили  $N$ ,

$$\rho_{np} = [l + (\mu_p + tg\gamma_p)R + \mu_0 r] / (\mu_p + \mu_0 + tg\gamma_p); \quad (9)$$

Для визначення моменту навиванням Г-подібних заготовок на оправу, залежить від конструктивних особливостей оправ і визначається залежністю:

$$M_n = \kappa_m P \left[ l + (\mu_p + tg\gamma_p)R \right], \quad (10)$$

де  $\kappa_m$  - коефіцієнт, визначає конструктивні виконання оправ

Внаслідок стискання внутрішніх шарів навиваного профілю при їхньому проковзуванні на оправі (рис. 2), виникає розтягувальна сила  $N$ , пов'язана з силою згину  $P$  та моментом  $M_\sigma$  від тангенціальних напружень за висотою заготовки співвідношеннями:

$$\begin{aligned} N &= (\mu_\rho + \mu_o)P, \\ M_\sigma &= [l + r(M_\delta + M_o)]P \end{aligned} \quad (11)$$

На поданій технологічній схемі навивання (рисунок 2) в зоні пластичної деформації завжди можна виділити радіальний переріз, де дотичні напруження  $\mu_{\theta\rho}$  практично рівні нулю [1, 2]:

$$\frac{d\sigma_p}{d\rho} - \frac{\text{sign}(\rho - \rho_o)}{2\rho} \sigma_p = \frac{\sigma_s}{\rho} \quad (12)$$

Граничні значення напружень стиску на оправці визначаються:

$$\sigma_r = \frac{N}{\Delta r} \quad (13)$$

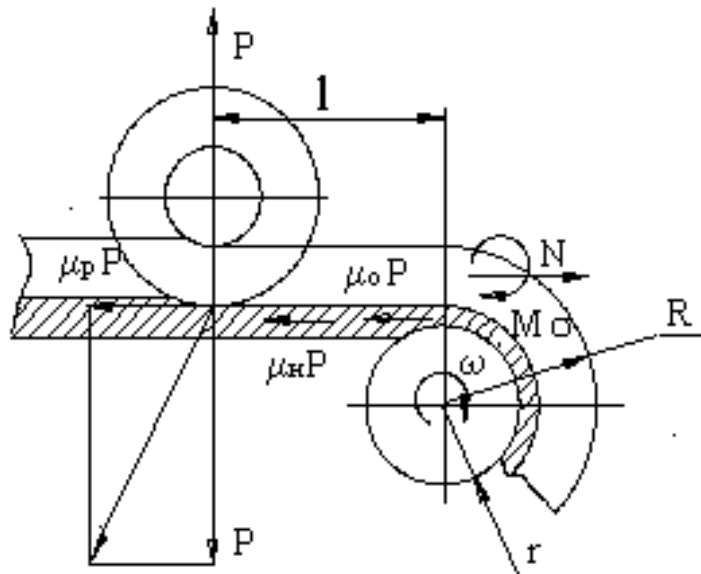


Рисунок 2 - Технологічна схема навивання кутника на оправку

Значення поздовжньої сили визначається як інтегральна форма тангенціальних напружень (2) по площі заготовки.

В зоні розтягування [4]:

$$N_{роз} = \int_{\rho_0}^{r+B} \sigma_\theta h \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho}} d\rho = 2\beta\sigma_s h \sqrt{\rho_0} \left( \sqrt{\rho_0} - \frac{\rho_0}{\sqrt{r+B}} \right), \quad (14)$$

В зоні стискання:

$$N_{ст} = - \int_{r_0}^{\rho_{oi}} \sigma_\theta h \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho}} d\rho = 2\beta\sigma_s h \sqrt{\rho_0} - \sqrt{r}; \quad (15)$$

Для полочки:

$$N_{ст} = -\beta\sigma_s S \Delta \quad (16)$$

Сумарне значення сили розтягу:

$$N = \beta\sigma_s \left[ 2\sqrt{\rho_0} h \left( \sqrt{r} - \frac{\rho_0}{\sqrt{r+B}} \right) - S \Delta \right]. \quad (17)$$

Аналогічно, сумарне значення моменту від тангенціальних напружень відносно осі оправки:

$$M_\sigma = \beta\sigma_s \left\{ \frac{h}{3} \sqrt{\frac{\rho_0}{r+B}} \left[ (r+B)^2 - 3\rho_0^2 + 2r\sqrt{r(r+B)} \right] - \frac{rS\Delta}{4} \right\}. \quad (18)$$

Коефіцієнт співвідношення головних напружень приймаємо в межах  $1 \leq \beta \leq 1,25$  [4].

Розглянемо умови осьового притискання Г-подібних заготовок при вказаній схемі навивання. Притискання Г-подібних заготовок за

внутрішньою і зовнішньою кромками, внаслідок неоднакового підйому витка, здійснюється в різних місцях. Кути підйому витків, відповідно по внутрішній і зовнішній кромках, визначають за залежностями:

$$\operatorname{tg} \gamma_{\text{в}} = s / (2\pi r) = b^4 \sqrt{R/r} / (2\pi r), \quad (19)$$

$$\operatorname{tg} \gamma_{\text{н}} = b^4 \sqrt{R/r} / (2\pi R); \quad (20)$$

Якщо осі оправки і обтискного ролика знаходяться в одній площині (рис.3, поз. I), то притискання Г-подібних заготовок відбувається тільки за внутрішньою кромкою і зміщення зони притискання відносно зони згину за вказаною кромкою:

$$\Delta l' = K_{\phi} D_p b_0^4 \sqrt{R/r} / (4\pi r) \quad (21)$$

де  $K_{\phi}$  - коефіцієнт формоутворення профільних гвинтових заготовок, який залежить від профілю і діаметра заготовки  $K_{\phi} \approx 0,6 \dots 0,85$ .

Зменшення  $\Delta l_B$  досягається зміщенням осі обтискного ролика відносно осі оправки на значення  $\varepsilon$  і зменшенням діаметра ролика  $d_p$  (рисунок 3 поз. ii).

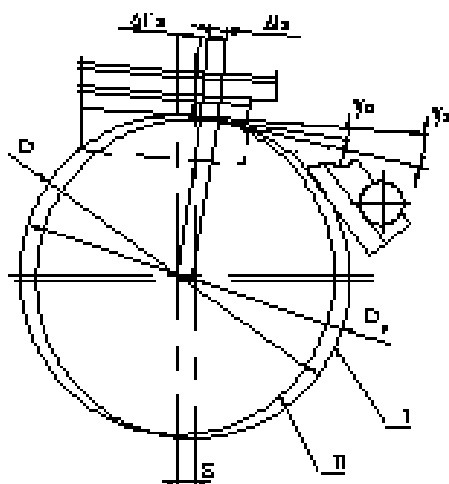


Рисунок 3 - . Розрахункова схема для визначення конструктивних параметрів інструментів, при навиванні профільних гвинтових деталей за допомогою обтискного і направляючого роликів, осі яких розміщені перпендикулярно до осі оправки

Внаслідок зміщення осі обтискного ролика вихідне зміщення місця притискання:

$$\Delta l = D b^4 \sqrt{R/r} / (2\pi d) \quad (22)$$

Подача обтискного ролика визначається в границях  $S \approx (0,87 \dots 0,93) b^4 \sqrt{R/r}$ .

Підвищення стійкості кутника при навиванні на оправку і відповідно розширення технологічних можливостей пристрою досягається шляхом зміщення осі обтискного ролика відносно осі оправки за подачею кутника на величину  $\varepsilon$ .

$$\varepsilon = D_p h^4 \sqrt{R/r} / (2\pi d_o) \quad (23)$$

Граничне значення діаметра обтискного ролика, з умови оптимального зміщення пластичної деформації, визначається за формулою:

$$D_p \leq (0,21 \dots 0,34) \pi \left( \frac{R}{b} \right) \sqrt{R/r}, \quad (24)$$

а мінімальне вибирають з умови мінімуму остаточних напружень від охоплення ролика полчкою кутника, і воно повинно складати  $D_p = (15 \dots 25) H_o$ . Діаметр оправки шукають із залежності:

$$\psi = \frac{(r+B)}{r} = \sqrt{\frac{(\pi D)^2 + T^2}{(\pi d)^2 + T^2}} \quad (25)$$

Інші геометричні розміри інструментів знаходять, проводячи силові розрахунки або ж приймають конструктивно.

### **Висновки**

На основі проведеного дослідження можна зробити наступні висновки:

1. Виведені аналітичні залежності визначення конструктивних параметрів технологічного обладнання і відповідно для виготовлення формувальних інструментів Г-подібних профілів з внутрішніми і зовнішніми ребрами жорсткості
2. Запропонована технологія навивання Г-подібних профілів гвинтових заготовок забезпечує точне формоутворення.
3. Виведені аналітичні залежності для визначенням силових і конструктивних параметрів Г-подібних гвинтових заготовок технологічного процесу навивання.

### **Література**

- 1 Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. - М.: Машиностроение, 1980.- 432с.
- 2 Гевко Б.М. Технология изготовления спиралей шнеков. - Львів, Вища школа. Изд-во при Львов. ун-те, 1986.-128с.
- 3 Ренне И.П. Пластический изгиб листовой заготовки. Тр. Тульск. мех. ин-та, 1950.- Вып.4. - с.146-162.
- 4 Пилипець М.І. Дослідження процесу навивання ребристих профілів. "Машинознавство", 1998.-№9-10, с.36-38.
- 5 Патент №62616 Україна Пристрій для формоутворення профільних гвинтових елементів на кроки Гевко І.Б., Драган А.П., Ляшук Л., – Заявл. 15.12.2003р.; Бюл. №12.

## РАЗДЕЛ 2 Эксплуатация и упрочнение инструмента

УДК 621.9.02

Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов О.Ю., Ткаченко М.А.  
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

### ПРИНЦИПИ МІЖНАРОДНИХ СТАНДАРТІВ ISO 9000:2000 В ГАЛУЗІ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

*The designed methodology a complex of theoretical - experimental researches of process of maintenance cutting tools created system of objective functions for optimization of quality of process also is executed. The principle of forming of system of rational maintenance of the tools is offered and the methodology of qualimetric researches of system is developed, according to which the process of maintenance of the cutting tool is considered from a position operating by its quality.*

#### **Вступ**

В Україні здійснюється впровадження міжнародних стандартів ISO 9000 версії 2000 року, що регламентують розробку систем керування якістю продуктів і процесів, розробку стандартів і нормативних матеріалів. Впровадження ресурсозберігаючих технологій у машинобудуванні, підвищення якості і конкурентноздатності продукції неможливо без розробки науково - обґрунтованих регламентів експлуатації різальних інструментів, що істотно впливають на умови праці і техніко-економічні показники машинобудування. У зв'язку з цим особливе значення набувають питання сертифікації виробничих процесів, зокрема , процесів експлуатації різального інструменту, визначення науково - обґрунтованих режимів різання, норм видатку та інших регламентів експлуатації інструменту.

Рішення зазначених задач особливо важливе при використанні різальних інструментів на важких верстатах великої вартості. Саме це визначає необхідність скорочення часу їх простоїв і організації раціональної експлуатації інструменту. Велике розсіювання параметрів обробки на важких верстатах, різноманіття чинників, що впливають на процес експлуатації, потребують комплексного підходу до визначення керуючих параметрів процесу експлуатації інструменту, методика якого потребує розробки.

Мета роботи. Підвищення ефективності використання різального інструменту на важких верстатах шляхом впровадження міжнародних стандартів ISO 9000:2000 для розробки системи управління якістю процесу його експлуатації, визначення раціональних регламентів експлуатації і розробки загальномашинобудівних нормативів різання.

Методологічною основою роботи є системний підхід до вивчення процесу експлуатації інструменту, його умов і особливостей, закономірностей процесів.

Теоретичні дослідження базуються на основних положеннях кваліметрії, теорій надійності, досліджень операцій, прийняття рішень, імовірності і математичної статистики.

Існуючі роботи розглядали окремі аспекти експлуатації інструментів, які стосувалися середніх верстатів та не досліджували комплексно весь процес. У роботі показано, що в результаті переходу до ринкових умов роботи машинобудівних підприємств декілька змінилися умови експлуатації різального інструменту на важких верстатах. Закордонні і вітчизняні джерела літератури свідчать об усе зростаючий інтерес до оцінки якості різних виробничих процесів. Проте, системних досліджень якості процесу експлуатації інструменту, що дозволяють врахувати все різноманіття чинників і їхніх зв'язків, що впливають на керуючі параметри, у літературі немає. Існуючі тепер в Україні нормативи режимів різання дають дуже суперечливі рекомендації, не враховують сучасні оброблювані й інструментальні матеріали, не враховують конструкції різальних інструментів і їх надійності, не містять повною мірою математичних моделей, що дозволяють застосування ЕОМ для визначення режимів різання на важких верстатах. Дослідження надійності інструменту обмежувалося експлуатаційними іспитами їхньої безвідмовності. Застосування інструментів збірних конструкцій потребує розробки нових математичних моделей з урахуванням комплексних показників надійності. Видатки різального інструменту розраховуються без урахування імовірнісного характеру його експлуатації, без урахування конструкції інструменту і режимів різання. Статистичні дослідження параметрів обробки деталей на важких верстатах дозволили встановити найбільш поширені умови експлуатації інструменту. У роботі показано, що 70% операцій, що виконуються на чорнових важких токарних верстатах, складає повздовжнє обточування деталей твёрдосплавним інструментом. Всі параметри експлуатації інструменту на важких верстатах мають велике розсіювання, що підтверджує необхідність розгляду стохастичного характеру процесу експлуатації інструменту. Всі ці чинники і визначили основні задачі наукового дослідження.

### ***Основна частина***

На основі використання принципів міжнародного стандарту ISO 9000: 2000 створена модель системи якості процесу експлуатації інструментів на важких верстатах. При побудові структури системи [1] експлуа-

тація інструменту вперше розглядається як сукупність процесів: організаційного, керування ресурсами, обслуговування технологічної системи, підготовчо-інформаційного, процесу обробки деталей і забезпечення зворотнього зв'язку (оцінки, аналізу, удосконалення).

Під раціональною експлуатацією різального інструмента розуміється такий процес його використання, при якому, поряд із високою продуктивністю і мінімальними витратами, досягається можливо менший видаток інструменту при заданому рівні його надійності і психофізичного навантаження на верстатника.

Для кількісної оцінки якості процесу експлуатації використано кваліметричний підхід. Розроблена ієрархічна структура властивостей, що складають якість експлуатації інструменту (рисунок 1), містить властивості призначення, що характеризуються цільовими функціями для багатокритеріальної оптимізації якості процесу експлуатації різального інструменту [2]. Вони являють собою вектор критеріїв керування якістю процесу (цифра позначає рівень розгляду)  $U^{-1} = (U_1^3, U_2^3, U_3^3, U_4^3, U_5^3)$

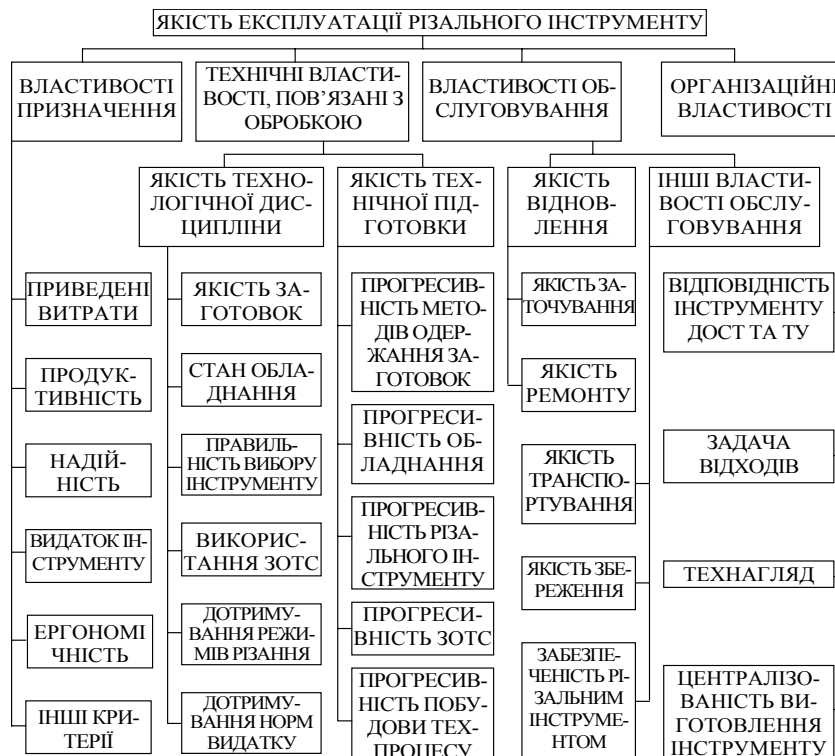


Рисунок 1 – Система властивостей, що складають якість процесу експлуатації інструменту

Оцінка якості визначається:  $K^j_i = f(P_i/P_i^{от})$ , де  $K^j_i$  – оцінка комплексної  $i$ -властивості на  $j$ -рівні розгляду;  $P_i$  и  $P_i^{от}$  – виробничі показники якості та



еталоні (базові) . Рівень якості експлуатації (який розглянуто на  $j+1$  рівні) визначається:  $Y_9^{j+1} = \sum_{i=1}^n K_i^j \cdot B_i^j$ , где  $B_i^j$  – вагомість  $i$ -властивості на  $j$ -м рівні розгляду. Показники рівнів властивостей визначалися на основі анкетного опитування, моментних спостережень, тривалих статистичних досліджень, лабораторних експериментів. Базовими показниками прийняті рекомендації нормативів, стандартів, інших регламентуючих документів [3]. Експертна оцінка властивостей, що характеризують якість експлуатації, дозволила виявити з них найбільш важливі, що враховувалися при розробці інформаційно-підготовчої підсистеми раціональної експлуатації інструменту (рисунок 2).



Рисунок 2 – Структура підготовчо-інформаційної підсистеми раціональної експлуатації різальних інструментів

Статистичні дослідження якості експлуатації інструментів проводилися на основі інформаційного банку даних, що нараховує більше 5000 випадків обробки деталей на важких верстатах, зібраних на заводах різних галузей машинобудування.

Для теоретичних досліджень якості експлуатації розроблені методика і програмне забезпечення для ЕОМ із використанням теорії кваліметрії, а також методики експертної оцінки якості експлуатації інструменту.

Для вибору конструкції інструменту з інформаційного банку конструкцій запропоновано використовувати методика кластерного аналізу, яка розроблена на базі прикладної математичної статистики з використанням ЕОМ (пакет програм Statistica 5.0).

При формуванні кластерів використана агломеративна ієрархічна кластер-процедура. Конструкції інструментів із банку об'єднуються в класи, які характеризуються областю регламентів їх раціональної експлуатації.

Експлуатаційні і лабораторні випробування проводилися твердо-сплавними інструментами марок ВК8, Т5К10, Т15К6 із зносостійкими покриттями, із вібраційною обробкою й іонною імплантацією. Для контролю якості покриттів використовувався метод акустичної емісії. Використовувалися оброблювані матеріали, що частіше зустрічаються у важкому машинобудуванні: сталі 45, 40Х, ШХ15СГ, 12Х18Н9Т, 9ХС. Всі матеріали були виготовлені у відповідності зі стандартними технологіями заготівельного виробництва і порошкової металургії.

Для оцінки механічних властивостей досліджуваних сталей проводилися механічні випробування зразків у відповідності зі стандартами (ДСТУ 1497-73). Дослідження експлуатаційної міцності конструкцій із метою визначення поправочних коефіцієнтів на подачу, що залежать від типу конструкції, проводилися відповідно методиці східчасто-зростаючої подачі.

### **Висновки**

1 На базі методології міжнародних стандартів ISO 9000:2000 розроблена модель системи керування процесом експлуатації інструменту вперше дозволила системно розглянути структуру та взаємозв'язки усіх складових частин процесу.

2 Кваліметричний підхід до процесу експлуатації інструменту дав змогу розробити методи кількісної оцінки якості процесу та обґрунтувати структуру підготовчо-інформаційної підсистеми.

3 Результати досліджень використані при розробці загально машинобудівних нормативів різання на важких верстатах.

### **Література**

1 Клименко Г. П. Менеджмент качества процесса эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках / /Высокі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ «ХПІ». - Харків, 2002.- Вип. 1 (5).- С.157-160.

2 Клименко Г.П. Сертификация процесса эксплуатации режущего инструмента // Высокие технологии в машиностроении «Интерпартнер - 97».- Харьков: ХГПИУ. – 1997.- С. 116-118.

3 Клименко Г.П. Определение уровня качества эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках// Вісник Національного технічного університету України «КПІ»: Машинобудування. – Київ: НТУУ «КПІ», 2001. –Вип.40.– С.337-346.

УДК 621.9: 658.5

**Івченко Т.Г., Нечепасєв В.Г., Гнисько, О.М.**

Донецький національний технічний університет, Донецьк, Україна

## **ВПЛИВ СПОСОБУ ПОДАЧІ ОХОЛОДЖУЮЧОГО СЕРЕДОВИЩА НА ТЕМПЕРАТУРУ РІЗАННЯ**

*The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used for increasing of reliability. The improvement of cutting tools effective exploitation is made by substantiation of optimal temperature level and creation the optimum cutting conditions.*

### **Вступ**

Теплові явища мають істотний вплив на працездатність ріжучого інструменту та продуктивність механообробки. Застосування мастильно-охолоджуючих технологічних середовищ – найбільш ефективний шлях зниження температури і підвищення стійкості інструмента. У зв'язку з цим досить актуальна розробка методів керування тепловими явищами в зоні обробки в умовах конвективного теплообміну.

В наступний час значно зростає роль теоретичних методів дослідження теплових процесів при різанні. Одним з аналітичних методів рішення теплових задач є метод джерел теплоти [1], який характеризується достатньою простотою і наочністю в порівнянні з іншими аналітичними і чисельними методами. Однак метод джерел не дозволяє розраховувати температури для різних граничних умов на поверхнях леза інструмента при конвективному теплообміні. Дослідження впливу охолоджуючих технологічних середовищ на температуру різання найбільш доцільно вести з використанням методу кінцевих різностей [1, 2]. Відомі закономірності зміни коефіцієнта тепловіддачі  $\alpha$  елементів технологічних систем в умовах конвективного теплообміну не охоплюють питань розрахунку температури різання в залежності від способу подачі охолоджуючого середовища в зону різання [3].

Метою представленої роботи є дослідження впливу способу подачі охолоджуючого середовища на температуру різання з використанням методу кінцевих різностей.

### **Основна частина**

Для теоретичного опису двомірного стаціонарного температурного поля використовується диференціальне рівняння теплопровідності [1, 2]:

$$\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} = 0; \quad \frac{\partial^2 \Theta}{\partial z^2} = 0; \quad \frac{\partial \Theta}{\partial \tau} = 0, \quad (1)$$

де  $\Theta, x, y, z, \tau$  - температура, координати точок тіла і час.

На рисунку 1 представлена схема для розрахунку температурного поля леза інструмента методом кінцевих різностей.

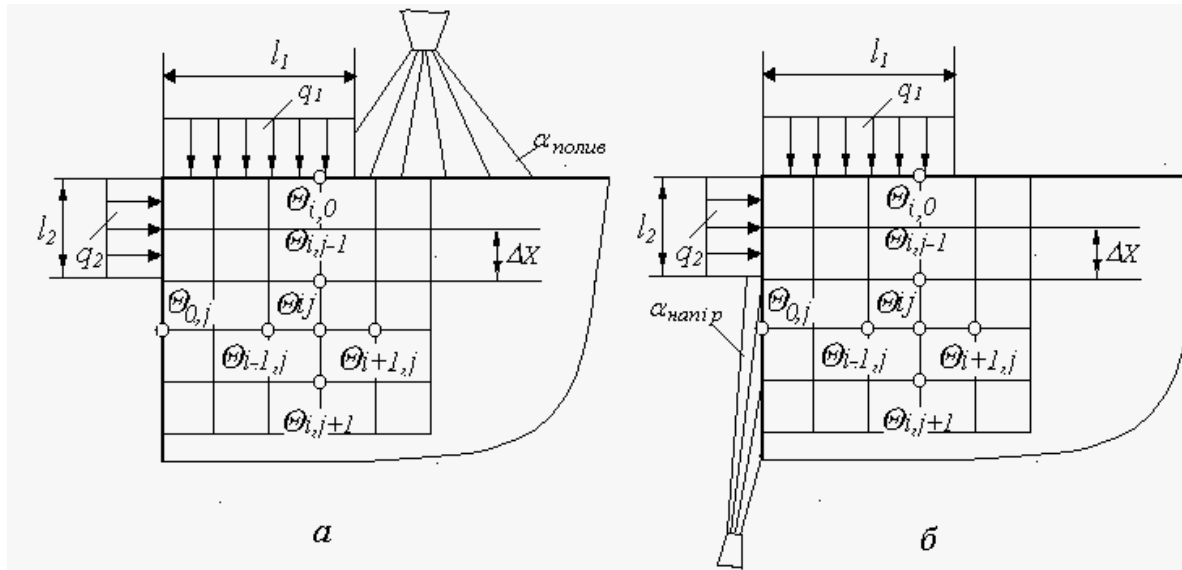


Рисунок 1 – Схема для розрахунку температурного поля ріжучого леза:  
 а) полив вільно падаючим струменем охолоджуючого середовища;  
 б) струйно-напірна подача охолоджуючого середовища

Перетин леза розбитий на  $n$  квадратних площадок зі стороною квадрата  $\Delta X$ . Для довільно виділеного  $ij$  вузла, що має температуру  $\Theta_{ij}$ , показані чотири сусідні точки, що утворюють зазначену квадратну область:  $i-1, j$ ;  $i, j-1$ ;  $i+1, j$ ;  $i, j+1$  з відповідними температурами  $\Theta_{i-1, j}$ ;  $\Theta_{i, j-1}$ ;  $\Theta_{i+1, j}$ ;  $\Theta_{i, j+1}$ .

При схематизації компонентів досліджуваної системи лезо інструменту розглядається у виді необмеженого клина з кутом загострення  $\beta$ . Для багатограничних непереточуваних пластин цей кут приймається рівним  $\beta = 90^\circ$ . Джерела теплоти, що виникають на передній і задній поверхнях леза інструмента, представляються двовимірними прямокутними з розмірами  $b \times l_1$  та  $b \times l_2$  ( $l_1$  - довжина контакту стружки з передньою поверхнею в напрямку сходу стружки,  $l_2$  - довжина контакту деталі з задньою поверхнею,  $b$  - ширина контактної площадки) з рівномірними законами розподілу щільності теплового потоку.

На площадках контакту леза зі стружкою і деталлю мають місце граничні умови другого роду, обумовлені щільністю теплових потоків  $q_1$  та  $q_2$ :

$$q_1 = V(P_{Z0} \sin \gamma + P_{N0} \cos \gamma) / 2st[k(1 - \tan \gamma) + \sec \gamma]k, \quad q_2 = 1,92\sigma_b V, \quad (2)$$

де  $V$  - швидкість різання;  $s$  - подача;  $t$  - глибина різання;  $k$  - коефіцієнт подовжньої усадки стружки;  $\gamma$  - передній кут різця;  $P_{Z0} = P_z - F_{mz}$  - різниця тангенціальної сили різання  $P_z$  і сили тертя по задній поверхні леза  $F_{mz}$ ;

$P_{N0} = P_y - F_{mn}$  - різниця нормальної складової сили різання  $P_y$  і сили тертя по передній поверхні леза  $F_{mn}$ ;  $\sigma_b$  - границя міцності оброблюваного матеріалу.

Передбачається, що при обробці без охолоджуючого середовища інші ділянки поверхонь пластини є адіабатичними, тобто, не обмінюються теплотою з навколишнім середовищем і віддаленими від джерела тепловиділення поверхнями, для них  $q_s = 0$ . При використанні охолоджуючого середовища на омиваних поверхнях пластини виникають граничні умови третього роду:

$$q_s = \alpha (\Theta_s - \Theta_o),$$

де  $\Theta_s$  і  $\Theta_o$  – температури поверхні й охолоджуючого середовища.

Для довільно виділеного  $i, j$  вузла рівняння в кінцево-різностному вираженні має вигляд:

$$\Theta_{i+1,j} + \Theta_{i-1,j} + \Theta_{i,j+1} + \Theta_{i,j-1} - 4\Theta_{i,j} = 0, \quad \text{якщо } i \geq 1, j \geq 1. \quad (3)$$

Для вузлів на границях зазначеної квадратної області ці рівняння мають вигляд:

- на площадках контакту леза зі стружкою і деталлю:

$$\begin{aligned} \Theta_{i,0} - \Theta_{i,1} &= q_1 / \lambda \Delta X, \quad \text{якщо } i \cdot \Delta X \leq l_1; \\ \Theta_{0,j} - \Theta_{1,j} &= q_2 / \lambda \Delta X, \quad \text{якщо } j \cdot \Delta X \leq l_2. \end{aligned} \quad (4)$$

- на адіабатичних ділянках поверхонь леза:

$$\begin{aligned} \Theta_{i+1,0} + \Theta_{i-1,0} + 2\Theta_{i,1} - 4\Theta_{i,0} &= 0, \quad \text{якщо } i \cdot \Delta X \geq l_1; \\ \Theta_{0,j+1} + \Theta_{0,j-1} + 2\Theta_{1,j} - 4\Theta_{0,j} &= 0, \quad \text{якщо } j \cdot \Delta X \geq l_2. \end{aligned} \quad (5)$$

- на омиваних поверхнях леза:

$$\begin{aligned} \Theta_{i+1,0} + \Theta_{i-1,0} + 2\Theta_{i,1} - 4\alpha\Theta_{i,0} / \lambda \Delta X &= -\alpha\Theta_o / \lambda \Delta X, \quad \text{якщо } i \cdot \Delta X \geq l_1; \\ \Theta_{0,j+1} + \Theta_{0,j-1} + 2\Theta_{1,j} - 4\alpha\Theta_{0,j} / \lambda \Delta X &= -\alpha\Theta_o / \lambda \Delta X, \quad \text{якщо } j \cdot \Delta X \geq l_2. \end{aligned} \quad (6)$$

- для інших поверхонь:

$$\begin{aligned} \Theta_{i+1,j} + \Theta_{i-1,j} + 2\Theta_{i,j-1} - 4\Theta_{i,j} &= 0, \quad \text{якщо } j = n; \\ \Theta_{i+1,j} + \Theta_{i-1,j} + 2\Theta_{i,j-1} - 4\Theta_{i,j} &= 0, \quad \text{якщо } i = n; \\ \Theta_{i-1,j} + \Theta_{i,j-1} - 2\Theta_{i,j} &= 0, \quad \text{якщо } i = n, j = n. \end{aligned} \quad (7)$$

На підставі вказаних виразів (3, 4, 5, 6, 7) складається система лінійних рівнянь в кінцево-різностному вираженні, рішенням якої буде температура  $\Theta_{i,j}$  для кожного  $i,j$  вузла.

Температура різання може бути розрахована наступним чином:

$$\Theta_P = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k \Theta_{i0} + \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m \Theta_{0j}, \quad (8)$$

де  $k$  і  $m$  – кількість вузлів на площадках контакту леза зі стружкою і деталлю:  $k = l_1 / \Delta X$ ,  $m = l_2 / \Delta X$ .

Для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі при змушеній конвекції середовища, що виникає у випадку примусового руху охолоджуючого середовища у зоні різання, використовується критеріальне рівняння [1, 3]:

$$Nu_o = C Re_o^m Pr_o^n Gr_o^p (Pr_o/Pr_S)^{0,25}, \quad (9)$$

де  $C$ ,  $m$ ,  $p$ ,  $x$ ,  $y$ ,  $z$  – коефіцієнт і показники ступенів, що залежать від способу подачі рідини в зону обробки.

До складу рівняння (9) входять чотири безрозмірних комплекси:

$$Nu_o = \alpha l / \lambda; Re_o = wl / \nu; Pr_o = \nu / \omega; Gr_o = \beta (\Theta_s - \Theta_o) gl^3 / \nu^2, \quad (10)$$

де  $Nu_o$  - критерій Нуссельта;  $Re_o$  - критерій Рейнольдса;  $Pr$  – критерій Прандтля;  $Gr_o$  - критерій Грасгофа;  $\alpha$  - коефіцієнт тепловіддачі;  $l$  – характерний розмір;  $w$  - швидкість потоку;  $\nu$  - кінематичний коефіцієнт в'язкості середовища;  $\omega$  - коефіцієнт температуропроводності;  $\beta$  - коефіцієнт об'ємного розширення;  $g$  – прискорення вільного падіння.

Для охолодження інструмента переважно використовуються охолоджуючі середовища на основі водних розчинів, що мають теплофізичні властивості, близькі до властивостей води.

Подача охолоджуючого середовища у зону різання вільно падаючим струменем рідини є найпростішим і найбільш розповсюдженим способом, при якому струмінь направляється як на стружку, так і на інструмент. Ефективність охолодження залежить від витрати охолоджуючого середовища, розмірів і напрямку струменя. Під час подачі водних розчинів вільним поливом, схема якого представлена на рис.1а, критеріальне рівняння (9) та визначений на його підставі коефіцієнт тепловіддачі мають вигляд:

$$Nu_o = 0,28 Re_o^{0,6} Pr_o^{0,36} (Pr_o/Pr_S)^{0,25}, \quad \alpha_{полив} = 1,9 \cdot 10^3 w^{0,6} / l^{0,4}, \quad (11)$$

де  $l$  - характерний розмір, який за умов поперечного обтікання тіла рідиною визначається як еквівалентний діаметр з обліком розмірів інструменту  $B$  і  $H$ :  $l = d_{\text{екв}} = 4F/P = BH/2(B + H)$ .

У зв'язку з тим, що при різанні на поверхнях леза інструмента в процесі механообробки виникають значно більш високі температури, чим  $100^\circ\text{C}$ , необхідно враховувати особливості теплообміну при зміні агрегатного стану рідини – кипінні [1, 3]:

$$\begin{aligned} \alpha_k &\approx 170(\Theta_s - 100)^{1,86} \text{ при } \Theta_s < 120^\circ\text{C}; \\ \alpha_k &= 3,33 \cdot 10^6 (\Theta_s - 100)^{-1,43} \text{ при } \Theta_s < 120^\circ\text{C}. \end{aligned} \quad (12)$$

Приведений коефіцієнт тепловіддачі  $\alpha_{np}$ , що враховує спільний вплив кипіння і конвективного теплообміну визначається таким чином:

$$\begin{aligned} \alpha_k &\approx \alpha \text{ при } \alpha_k \leq 0,5\alpha; \\ \alpha_{np} &\approx \alpha_k \text{ при } \alpha_k \geq 2\alpha; \\ \alpha_{np} &= \alpha[(4\alpha + \alpha_k)/(5\alpha - \alpha_k)] \text{ при } 0,5\alpha \leq \alpha_k \leq 2\alpha, \end{aligned} \quad (13)$$

де  $\alpha_k$  і  $\alpha = \alpha_{\text{полив}}$  - відповідно незалежно розраховані коефіцієнти тепловіддачі при кипінні і при конвективному теплообміні.

Сутність струйно-напірного способу полягає в подачі охолоджуючого середовища тонким струменем з тиском до 2 МПа в зону контакту інструмента з оброблюваною деталлю з боку задньої поверхні.

При струйно-напірній подачі водних розчинів, схема якої представлена на рис.1б, критеріальне рівняння (9) та визначений на його підставі коефіцієнт тепловіддачі мають вигляд:

$$Nu_o = 0,021 Re_o^{0,8} Pr_o^{0,43} (Pr_o/Pr_s)^{0,25}, \quad \alpha_{\text{напір}} = 2,6 \cdot 10^3 w^{0,8} / l^{0,2}, \quad (14)$$

де  $l$  - характерний розмір, який за умови подовжнього обтікання тіла рідиною приймається як розмір по напрямку її плину  $l = H$ .

При високих швидкостях для всіх температур  $\alpha_k < 0,5\alpha$ ; тому при струйно-напірній подачі коефіцієнт тепловіддачі практично не залежить від температури і на нього не впливає зміна агрегатного стану охолоджуючого середовища - кипіння:  $\alpha_k \approx \alpha_{\text{напір}}$ .

На рисунку 2 наведені графіки залежності коефіцієнта тепловіддачі  $\alpha$  від швидкості охолоджуючого середовища  $w$  і довжини омиваної поверхні  $l$  при вільному поливі і струйно-напірній подачі, які дозволяють визначити характер та ступінь зв'язку між цими параметрами, а також діапазон зміни значень коефіцієнта тепловіддачі  $\alpha$  при різних способах подачі охолоджуючого середовища.

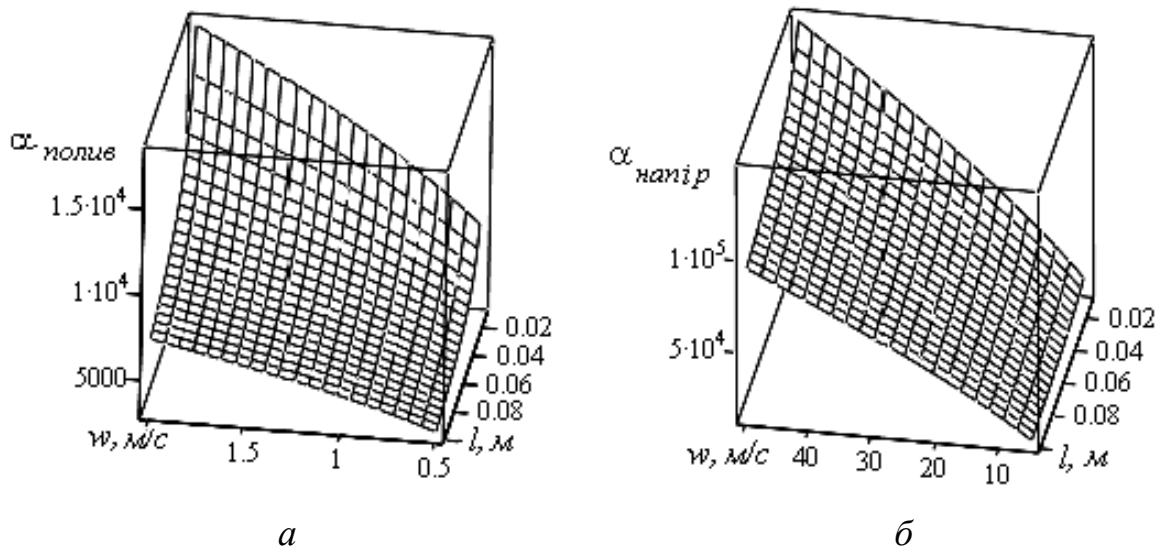


Рисунок 2 – Графіки залежності коефіцієнта тепловіддачі  $\alpha$  від швидкості охолоджуючого середовища  $w$  і довжини омиваної поверхні  $l$  при вільному поливі - а) і струйно-напірній подачі – б)

На рисунку 3 наведені графіки залежності коефіцієнта зниження температури різання під впливом охолоджуючого середовища від коефіцієнта тепловіддачі при поливі вільно падаючим струменем та при струйно-напірній подачі.

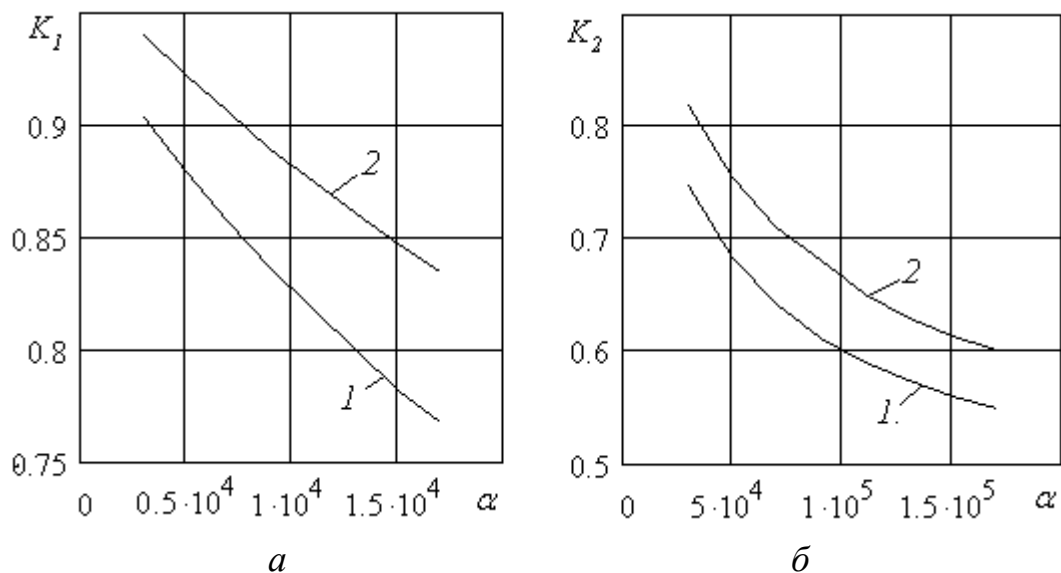


Рисунок 3 – Графіки залежності коефіцієнта зниження температури різання від коефіцієнта тепловіддачі  $\alpha$ ,  $\text{Вт/м}^2$ :

- а) полив вільно падаючим струменем охолоджуючого середовища;
- б) струйно-напірна подача охолоджуючого середовища



Приклад розрахунку температури різання методом кінцевих різностей приведений для чистової токарної обробки вала зі сталі 45 збірними різцями з механічним закріпленням твердосплавних пластин Т15К6 (геометричні параметри: головний кут в плані  $\varphi = 45^\circ$ , передній кут  $\gamma = 0^\circ$ , радіус при вершині  $r = 1\text{мм}$ ); шорсткість обробленої поверхні  $R_a = 1,25\text{ мкм}$ ; температура охолоджуючого середовища  $\Theta_o = 20\text{ }^\circ\text{C}$ .

Графік 1 характеризує режими різання: швидкість  $V_1 = 1,5\text{ м/с}$ ; подача  $s_1 = 0,2\text{ мм/об}$ ; глибина  $t = 1\text{ мм}$ ; графік 2 - швидкість  $V_2 = 2,5\text{ м/с}$ ; подача  $s_2 = 0,1\text{ мм/об}$ ; глибина  $t = 1\text{ мм}$ .

Розраховані значення температури різання без використання охолоджуючого середовища  $\Theta_{s1} = 734\text{ }^\circ\text{C}$ ,  $\Theta_{s2} = 1078\text{ }^\circ\text{C}$ . З використанням охолоджуючого середовища температура різання значно зменшується. В залежності від способу подачі охолоджуючого середовища в зону різання змінюється коефіцієнт тепловіддачі, внаслідок чого і ефективність охолодження буде різною.

### **Висновки**

Аналіз графіків свідчить про те, що коефіцієнт зниження температури різання при струйно-напірній подачі охолоджуючого середовища внаслідок значно більших значень коефіцієнта тепловіддачі вище, ніж при поливі вільно падаючим струменем охолоджуючого середовища. З ростом температури різання коефіцієнт зниження температури зменшується.

Таким чином, виконані дослідження впливу способу подачі охолоджуючого середовища на тепловий стан леза ріжучого інструменту, встановлені кількісні зв'язки коефіцієнту тепловіддачі та температури різання, на підставі яких стає можливою розробка методів керування тепловими явищами в зоні обробки в умовах конвективного теплообміну.

### **Література**

1 Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с.

2 Ивченко Т.Г., Легашева Т.А., Сытник М.Н. Исследование температурного поля резцов, оснащенных минералокерамикой. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10. С.81- 86.

3 Ивченко Т.Г., Нечпаев В.Г., Бобырь Н.А. Закономерности изменения коэффициента теплоотдачи элементов технологических систем в условиях конвективного теплообмена // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 24. - С.73-78.

УДК 621.9.

**Мироненко Е.В., Колесник В.Ф.**

ДГМА, АО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ АГРЕГАТНО-МОДУЛЬНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКЕ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ**

*In operation the empirical association of resistance on a velocity of cutting is obtained at removal of the large cuts on heavy lathes by the modular instrument with mechanical strengthening of a special plate with lug.*

### **Введение**

Эффективность процесса механической обработки деталей на тяжёлых станках в большей степени определяется надёжностью и универсальностью режущего инструмента зависящими от множества случайных факторов. На тяжёлых токарных станках до 70% выполняемых операций связаны со снятием больших сечений среза.

Это объясняется тем, что в тяжелом машиностроении наиболее широко используются заготовки, полученные методом литья,ковки,штамповки, которые характеризуются наличием больших припусков, пор, раковин, трещин, неметаллических включений и других дефектов поверхностного слоя.

Поэтому на этапе получения заготовок возникает необходимость применения черновой лезвийной обработки с целью удаления дефектного поверхностного слоя. Трудоёмкость обработки резанием таких заготовок очень велика. Например, для обработки заготовки длиной 4000-5000 м. и диаметром 1500 мм. потребуется 3 рабочих смены (около 22 часов).

После удаления дефектного слоя с поковки, деталь подвергается термообработке, а дальнейшая лезвийная обработка производится на тяжёлых токарных станках. При этом удаляется припуск до 30 мм, с целью лучшего приближения формы заготовки к профилю детали.

В результате перед окончательными (чистовыми) операциями вес детали составляет 60-70 % от веса первоначальной заготовки.

### **Общие положения**

Период стойкости инструмента – это время его работы до любого отказа. Как показали исследования безотказности агрегатно-модульных резцов, при различных сочетаниях режимов резания- это чаще всего износ, реже поломка или выкрашивание.

Уравнение, связывающее период стойкости инструмента со скоростью резания, играет важную роль в оптимизации режимов резания.

Эмпирические зависимости стойкости  $T$  от скорости резания  $V$  впервые были использованы для назначения рациональной скорости

резания Ф.Тейлором [1]. Стойкость определялась как время работы инструмента до достижения заданного критерия затупления, заданной ширины фаски износа на задней поверхности. Результаты эксперимента аппроксимировались степенной функцией, так называемым уравнением Тейлора. Степенные функции нашли широкое практическое применение благодаря их простоте, возможности графической обработки результатов эксперимента. Считается, что степенные функции хорошо аппроксимируют результаты эксперимента при резании сталей в области высоких скоростей резания.

### ***Определение периодов стойкости***

Основанием для выбора стойкости агрегатно-модульного инструмента могут быть требования к снижению затрат на обработку, повышение производительности, экономии инструмента и твердого сплава.

Одним из недостатков уравнения (1) является несоответствие расчетных значений стойкости, экстраполированных на малые скорости резания, фактическим. При уменьшении скорости резания графики зависимостей стойкости от скорости резания в координатах с логарифмическими шагами не являются прямыми линиями [2]. Поэтому, были проведены исследования для уточнения модели, зависимости  $T-V$  для агрегатно-модульных резцов, работающих на тяжелых токарных станках при снятии больших сечений среза. С практической точки зрения представляет интерес уменьшение скорости лишь до минимальной целесообразной скорости, при которой достигается оптимальная стойкость инструмента.

Результаты экспериментальных исследований, проведенных при черновом точении агрегатно-модульными резцами, оснащенными специальными твердосплавными пластинами с крепежным уступом из сплава Т4К8-КС, показаны на рисунке 1.

В диапазоне скоростей резания при различных подачах, которые применяются при точении валковых сталей ( $S=1,0...2,5$  мм/об и  $V=40...60$  мм/об), зависимости  $T-V$  в двойной логарифмической сетке изгибаются и даже имеют максимум.

Отметим, что этот изгиб начинается при больших значениях периода стойкости.

Изучение состояния пластин после отказа показало, что они изношены по главной задней, переходной (у вершины) и по передней поверхностям. При подаче более 1,6 мм/об имела место значительная пластическая деформация вершины. Примерно 20 % работавших пластин имели контактные разрушения – выкрашивания режущей кромки и передней поверхности. Разрушено по сечению или несколькими сечениями

15% пластин. С ростом подачи число различных разрушений, включая выкрашивание, растет (с 15% при  $S=1.20$  мм/об, до 33% при  $S=2,00$  мм/об). Это дает основание считать, что стойкость отражает не только износостойкость, но и в определенной мере прочность инструмента.

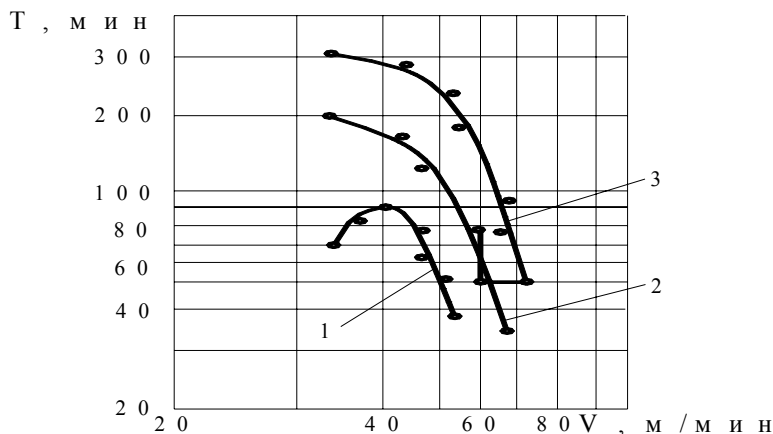


Рисунок 1 – Зависимость  $T - V$ , полученная при испытаниях модульного реза  $H=80$  мм, оснащенного пластиной Т4К8-КС,  $l=40$  мм при точении стали 60ХГС (НВ 270-290) по корке  $t=30$  мм. 1- $S=2.0$  мм/об; 2- $S=1.6$  мм/об; 3- $S=1.2$  мм/об

В определенной области подач и скоростей резания (для конструкционных сталей  $V=40 - 80$  м/мин) зависимости  $T-V$  в двойной логарифмической сетке почти прямолинейны, но показатель  $m_V$  существенно больше, чем при эксперименте, и достигает значений  $m_V=0,5-0,6$ . Кроме того, указанные зависимости изгибаются в области практически применяемых скоростей резания и значений периода стойкости (при  $T=60-120$  мин). Поэтому пользоваться общепринятыми формулами, тем более при  $m_V=0,25$  не допустимо.

Приведенные данные показывают, что изгиб кривых связан главным образом с разрушением инструмента, так как с одной стороны при малых скоростях резания растет число разрушений, при которых стойкость ниже, а с другой -увеличивается разница в стойкости резцов первой и второй группы.

Причину выпуклого характера и наличия максимума в зависимостях  $T - V$  можно объяснить также, если обратиться к результатам работы [3]. Поворот зависимостей числа периодов стойкости от подачи ( $K - S$ ) на тяжелых токарных станках, отражающих процессы разрушения инструмента, зависит от доли чисто случайных разрушений, так как последние не зависят от нагрузки, а определяются только временем работы. С уменьшением нагрузки ( $S$ ) и соответствующим увеличением продолжительности работы количество чисто случайных поломок растет и график зависимости наклоняется к оси абсцисс. Аналогично влияют чисто случайные факторы и на зависимость  $T - V$ . При увеличении времени

работы и количества чисто случайных отказов в зоне малых скоростей график зависимости  $T - V$  наклоняется к оси абсцисс.

Таким образом, установлено, что при снятии больших сечений среза на тяжелых токарных станках резание с относительно малыми скоростями не только не даёт преимуществ в увеличении периода стойкости, но и вызывает значительные потери на производстве из-за разрушений инструмента и снижения стабильности работы. Это дает основание считать важными показателями работы предельный период стойкости  $T_{np}$  и соответствующую ему предельно высокую скорость резания  $V_{np}$ , ниже которой начинается падение стойкости.

Большое влияние на зависимость  $T - V$  оказывает величина подачи. С ростом подачи увеличивается доля разрушенных инструментов и снижается предельный период стойкости резцов (рисунок 2).

Для аппроксимации зависимостей при обработке конструкционных сталей и применении относительно малых подач в производственных условиях пригодна традиционная степенная зависимость, но с увеличенным значением  $m_V$ . При обработке валковых теплостойких сталей с большими значениями подач следует искать другую математическую модель.

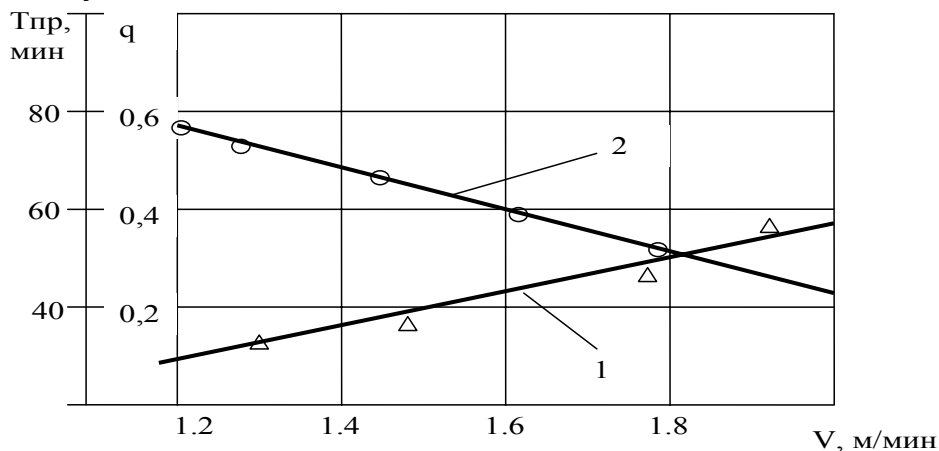


Рисунок 2 - Зависимость доли поломок

$q - 1$ , предельного периода стойкости  $T_{пр} - 2$ , от подачи  $S$

Анализ кривых, полученных по результатам производственных испытаний инструмента, показал, что они имеют следующий характер: вначале- возрастание, максимум, а затем происходит убывание со стабилизацией наклона (рисунок 1).

Простейшая кривая, удовлетворяющая этим условиям, описывается зависимостью [2]:

$$\frac{\alpha(\ln T)}{dv} = \frac{k}{v} - \alpha,$$

где  $\alpha$  - коэффициент, отражающий скорость падения периода стойкости и

линейный характер этого падения в зоне относительно больших скоростей резания;  $k$  -коэффициент, показывающий степень падения периода стойкости в области малых скоростей резания.

При этом должно выполняться начальное условие  $T(V_{np})=T$ .

В качестве математической модели, описывающей зависимость  $T - V$ , возьмём дифференциальное уравнение:

$$\begin{cases} \alpha(\ln T) = \frac{k}{v} - \alpha; \\ T(V_{PP}) = T_{PP}. \end{cases}$$

Решая его относительно  $T$ , получим:

$$\begin{cases} \ln T - \ln C = \ln V^K - \alpha V; \\ T = CV^K e^{-\alpha V}. \end{cases}$$

Влияние подачи на предельные значения периода стойкости  $T_{np}$ , скорости резания  $V_{np}$ , а также  $\alpha$  может быть хорошо описано с применением метода наименьших квадратов линейными зависимостями:

$$T_{i0} = -156.28S + 439.62; \quad V_{i0} = 7.92S + 4.25; \quad \alpha = 0.228S - 0.126.$$

Отсюда:

$$k(S) = \alpha(S)V_{np}(S), \quad c(S) = \frac{T_{np}(S)e^{\alpha(S)V_{np}(S)}}{[V_{np}(S)]^{\alpha(S)V_{np}(S)}}.$$

Используя зависимость 4, получаем уравнение периода стойкости с учетом влияния подачи:

$$T = c(S)V^{k(s)}e^{-\alpha(s)v}.$$

### Выводы

В реальных производственных условиях в связи с ростом доли разрушений существует предельная наибольшая стойкость  $T_0$ .

Завышение рекомендаций по назначению подачи и снижению скорости резания при черновом точении при снятии больших сечений среза, является распространенной ошибкой. На практике это приводит к поломке пластины, а, следовательно, препятствует увеличению скорости резания.

### Литература

- 1 Развитие науки о резании металлов. М.: Машиностроение, 1967. -415с.
- 2 Грановский Г.И. Обработка результатов экспериментальных исследований резания металлов. - М.: Машиностроение, 1982. - 112 с.
- 3 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация. /Г.Л. Хае, В.С. Гузенко, Л.Г. Хае, Е.В. Мироненко.: Под общ. Ред. Г.Л. Хае.- Краматорск: ДГМА, 1994.-370 с.

УДК 621.002:536.2

**Гах В.М**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ВЫБОР ПОПРАВОЧНЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ НА ПОДАЧУ И СКОРОСТЬ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБТАЧИВАНИИ И ПОДРЕЗАНИИ**

*In article correction factors on submission and speed of cutting are resulted depending on mark of a tool material for grinding and cutting of various constructional materials on fine, average, large and heavy machine tools.*

### **Введение**

В работах (1,2) приводятся рекомендации по выбору рациональных марок инструментальных материалов с учётом основных условий эксплуатации инструмента: группы обрабатываемых материалов, характера обработки и припуска, типа применяемого оборудования, глубины резания и др. Рекомендации охватывают как традиционные марки инструментальных материалов, так и современные высокопроизводительные инструментальные материалы (твёрдые сплавы с мелкозернистой и особомелкозернистой структурой, твёрдые сплавы с износостойкими покрытиями, твёрдые сплавы группы МС, изготовленные по технологии шведской фирмы Sandvik Coromant, режущую кромку, синтетические сверхтвёрдые материалы).

Целью настоящей работы является разработка рекомендаций по определению эффективности применения новых марок инструментальных материалов с учётом перечисленных выше условий эксплуатации режущего инструмента. Традиционно эта задача решалась при помощи поправочных коэффициентов на подачу и скорость резания. Однако действующая система поправочных коэффициентов имеет ряд существенных недостатков, нуждается в уточнении и дополнительных исследованиях. Например, она не охватывает большинства новых марок инструментальных материалов и учитывает ограниченное число условий эксплуатации режущего инструмента (марку обрабатываемого материала и операцию). Эти недостатки системы существенно снижали эффективность применения новых марок инструментальных материалов, сдерживали их широкое применение в металлообработке. В настоящей работе предлагается система поправочных коэффициентов на подачу и скорость резания в зависимости от марки инструментального материала с учётом всех наиболее важных условий эксплуатации режущего инструмента.

### **Методика определения поправочных коэффициентов**

Поправочный коэффициент на подачу  $K_s$  определяется как отношение среднего числа периодов стойкости инструментов, оснащенных разными марками инструментальных материалов, или как отношение их разрушающих подач [3], а также как отношение числа циклов нагружения при испытании материалов на усталость при гармоническом или ударном нагружении [4].

Поправочный коэффициент на скорость резания  $K_v$  определяется или как отношение стойкостей инструментов, оснащённых новым и эталонным материалами [5]. Или как отношение скоростей резания, соответствующих заданному периоду стойкости при заданном критерии затупления, или как отношение изнашивающих скоростей резания при торцовой обточке с непрерывно возрастающей скоростью резания [6].

Поправочные коэффициенты были получены в результате систематизации и обобщения большого количества статистических данных о работе режущего инструмента в широком диапазоне условий эксплуатации. Источниками информации служили:

- рекомендации по выбору поправочных коэффициентов, имеющиеся в действующих заводских, отраслевых и общемашиностроительных нормативах режимов резания;

- результаты стойкостных испытаний инструментальных материалов, которые проводились в НИИ твердых сплавов (г. Москва) и сверхтвердых материалов (г. Киев);

- результаты сравнительных испытаний инструментальных материалов, проведенных заводскими и вузовскими исследователями опубликованные в период с 1965 по 1990 год;

- системный банк прецедентов механообработки, собранный на 34 предприятиях 7 отраслей промышленности, включающий около 4000 прецедентов [7].

- результаты лабораторных и производственных испытаний инструментальных материалов, проведенных автором в период с 1970 по 1990 год.

### ***Рекомендации по применению системы***

Основным принципом построения системы поправочных коэффициентов является то, что положительное влияние прочности инструментального материала на подачу возрастает в более тяжелых условиях эксплуатации режущего инструмента, а положительное влияние твердости на скорость резания возрастает в более легких условиях эксплуатации. Для каждой области применения, как правило, рекомендуется несколько близких по свойствам марок инструментальных материалов, расположенных по степени предпочтительности.

Рекомендации разработаны для выбора поправочных коэффициентов при обтачивании и подрезании как на мелких и средних станках, так и на крупных и тяжелых станках сталей углеродистых, подшипниковых и инструментальных (таблица 1), коррозионно-стойких сталей и сплавов (таблица 2), чугунов и медных сплавов высокой твердости (таблица 3), сплавов медных низкой твердости и алюминиевых (таблица 4), сталей закаленных и чугунов отбеленных (таблица 5).

Коэффициент 1,0 соответствует предпочтительным для данных условий инструментальным для данных условий инструментальным материа-



лам. При высокой жесткости технологической системы или необходимости уменьшения подачи и, соответственно, увеличения скорости резания целесообразно применять материалы повышенной износостойкости по столбцу слева от коэффициента 1,0. При пониженной жесткости технологической системы, необходимости повышения подачи или надежности инструмента предпочтительно использовать материалы повышенной прочности по столбцу справа от коэффициента 1,0.

Пустые клетки в таблицах следует понимать так, что для данных условий эксплуатации нецелесообразно применять инструментальные материалы, указанные в соответствующих графах головки таблицы.

### **Выводы**

Многолетняя апробация настоящих рекомендаций на десятках предприятий разных отраслей промышленности показали, что они адекватно отражают режущие свойства новых инструментальных материалов. Рекомендации включены в ряд нормативов режимов резания, в том числе, в общемашиностроительные [8].

Предлагаемая система поправочных коэффициентов может быть использована как для расчета режима резания, так и для организации рационального использования инструментальных материалов и режущих инструментов.

### **Литература**

1 Гах В.М. Выбор рациональных марок инструментальных материалов при точении. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

– Краматорськ: ДДМА, вип. 11, 2001. – С. 52-59.

2 Гах В.М. Выбор рациональной марки твердых сплавов для обработки коррозионно-стойких сталей. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 14, 2001. – С. 51-57.

3 Хаг Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1975. – 168 с.

4 Лошак М.Г., Александрова Л.М. Упрочнение твердых сплавов. – Киев: Наукова думка, 1977. – 148 с.

5 Третьяков В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 528 с.

6 А.С. № 1463393, МКИ В23В 1/100. Способ испытания режущего инструмента на износостойкость / В.В. Скибин, В.М. Гах, В.С. Гузенко, В.Н. Черномаз (СССР) // Открытия и изобретения, 1989, № 9.

7 Банк прецедентов механообработки на тяжёлых станках / Г.Л. Хаг, А.Л. Еськов, А.Д. Локтев и др. // Надійність режущего інструмента і оптимізація технологічних систем. Сб. статей. – Краматорськ: ДГМА, вип. 6, 1996. – С. 56...62.

8 Общемашиностроительные нормативы режимов резания. Справочник: В 2-х т.: т.1 / А.Д. Локтев, И.Ф. Гущин, В.А. Батуев и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 640 с.

Таблица 1 – Поправочные коэффициенты на подачу  $K_s$  и скорость резания  $K_v$  при обтачивании и подрезании сталей углеродистых, подшипниковых и инструментальных (HB 110...330)

Мелкие и средние станки									
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала						
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Композит 10	ВОК-60, ВО-13, ВШ-75	Т30К4, ТН-20, МС101, ВП1195	Т15К6, МС111, КНТ-16	Т14К8, МС2210, МС2215, МС121, ВП1255, ВП1325	Т5К10, МС131, МС1460, МС1465	Т5К12, МС146, ТТ7К12
Черновая	Непрерывный	До 3		$\frac{0,9}{1,5}$	$\frac{0,95}{1,1}$	1,0	$\frac{1,05}{0,8}$		
		3 ... 7				$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$	
		Св. 7				$\frac{0,8}{1,2}$	$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$
	Прерывистый	До 3				$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$	
		3 ... 7					$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$
		Св. 7						$\frac{0,8}{1,05}$	1,0
Чистовая	Непрерывный	До 1	$\frac{0,95}{1,3}$	1,0	$\frac{1,05}{0,8}$	$\frac{1,1}{0,7}$			
		1 ... 3		$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$			
Крупные и тяжелые станки									
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала						
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Композит 10	ВОК-60, ВОК-63	Т30К4, ТН-20, МС101,	Т15К6, МС111, КНТ-16	Т14К8, МС2210, МС2215, МС121, ВП1255	Т5К10, МС131, МС1460, МС1465	Т5К12, МС146, ТТ7К12
Черновая	Непрерывный	До 5				$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$	
		5 ... 15					$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$
		Св. 15						$\frac{0,8}{1,1}$	1,0
	Прерывистый	До 5 мм				$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$	
		5 ... 15					$\frac{0,8}{1,1}$	1,0	$\frac{1,2}{0,9}$
		Св. 15						$\frac{0,75}{1,05}$	1,0
Чистовая	Непрерывный	До 2	$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$	$\frac{1,2}{0,8}$			
		2 ... 5		$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$			

Таблица 2 – Поправочные коэффициенты на подачу  $K_s$  и скорость резания  $K_v$  при обтачивании и подрезании заготовок из коррозионно-стойких сталей ( $\sigma_B = 600 \dots 1000$  МПа)

Мелкие и средние станки							
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки твердого сплава				
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	ВК3-М	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	ВК15-ХОМ, ВК8
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 3	$\frac{0,85}{1,35}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$		
		3 ... 7		$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,9}$	
		Св. 7		$\frac{0,8}{1,25}$	$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,05}{0,95}$
	Прерывистый	До 3		$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,9}$	
		3 ... 7			$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,05}{0,85}$
Крупные и тяжелые станки							
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки твердого сплава				
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	МС1465 ВК15-ХОМ, ВК8	
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 5	$\frac{0,8}{1,2}$	1,0	$\frac{1,2}{0,8}$		
		5 ... 15		$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$	
		Св. 15			$\frac{0,8}{1,2}$	1,0	
	Прерывистый	До 5	$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$		
		5 ... 15		$\frac{0,8}{1,2}$	1,0	$\frac{1,2}{0,8}$	
		Св. 15			$\frac{0,75}{1,25}$	1,0	

Таблица 3 – Поправочные коэффициенты на подачу  $K_s$  и скорость резания  $K_v$  при обработывании и подрезании заготовок из чугунов (HB 110...270) и медных сплавов высокой твердости (HB 100...140)

Мелкие и средние станки										
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала							
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Композит 05, Композит 01	Композит 10	ВOK-71, ВOK-60, В3, ОНТ-20	ВК3-М, ТН-20, ВК3	ВК6-ОМ, ТТ8К6	ВК6-М, ВК4	ВК6, МС3210, МС3215, ВП3115	ВК8, ВП3325
Черновая	Непрерывный	До 3			$\frac{0,95}{1,2}$	1,0	$\frac{1,05}{0,8}$			
		3 ... 7					$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$	
		Св. 7						$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$
	Прерывистый	До 3					$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$	
		3 ... 7						$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$
		Св. 7						$\frac{0,8}{1,05}$		1,0
Чистовая	Непрерывный	До 1	$\frac{0,95}{1,2}$	1,0	$\frac{1,05}{0,75}$					
		1 ... 2		$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$				
Крупные и тяжелые станки										
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала							
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Композит 10	ВOK-71, ВOK-60, В3, ОНТ-20	ВК3-М, ТН20, ВК3	ВК6-ОМ, ТТ8К6	ВК6-М, ВК4	ВК6, МС3210, МС3215, ВП3115	ВК8, ВП3325	
Черновая	Непрерывный	До 5				$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$		
		5 ... 15					$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	1,15	
		Св. 15						$\frac{0,8}{1,1}$		1,0
	Прерывистый	До 5					$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$	
		5 ... 15						$\frac{0,8}{1,1}$		1,0
		Св. 15						$\frac{0,75}{1,05}$		1,0
Чистовая	Непрерывный	До 1,5	$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$					
		1,5...4		$\frac{0,85}{1,1}$	1,0	$\frac{1,15}{0,9}$				

Таблица 4 – Поправочные коэффициенты на подачу  $K_s$  и скорость резания  $K_v$  при обтачивании и подрезании медных и алюминиевых сплавов низкой твердости (НВ 30...100)

<b>Мелкие и средние станки</b>								
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала					
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	В3, ВОК-60, ВОК-63, ОНТ-20	ВК3-М, ВК3	ВК6-ОМ, ТН-20, ТТ8К6	ВК6-М, ВК4, КНТ-16	ВК6	
Черновая	Непрерывный и прерывистый	До 3	$\frac{0,95}{1,3}$	1,0	$\frac{1,05}{0,7}$			
		Св. 3...7		$\frac{0,95}{1,25}$	1,0	$\frac{1,05}{0,75}$		
		Св. 7			$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$	
Чистовая	Непрерывный	До 1	1,0	$\frac{1,05}{0,75}$				
		Св. 1...3	$\frac{0,95}{1,2}$	1,0	$\frac{1,05}{0,8}$			
<b>Крупные и тяжелые станки</b>								
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	В3, ВОК-60, ВОК-63, ОНТ-20	ВК3-М, ВК3	ВК6-ОМ, ТН-20, ТТ8К6	ВК6-М, ВК4, КНТ-16	ВК 6	ВК 8
Черновая	Непрерывный и прерывистый	До 5		$\frac{0,95}{1,25}$	1,0	$\frac{1,05}{0,75}$		
		5...15			$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$	
		Св. 15				$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$
Чистовая	Непрерывный	До 1,5	1,0	$\frac{1,05}{0,8}$				
		Св. 1,5	$\frac{0,9}{1,15}$	1,0	$\frac{1,1}{0,85}$			

Таблица 5 – Поправочные коэффициенты на подачу  $K_s$  и скорость резания  $K_v$  при обтачивании и подрезании закаленных сталей и отбеленных чугунов

<b>Мелкие и средние станки</b>						
Условия эксплуатации			$\frac{K_s}{K_v}$ в зависимости от марки инструментального материала			
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Композит 05	Композит 10	ВОК-60, В3, Т30К4	ВК6-ОМ, ВК6-М, Т15К6
Черновая	Непрерывный и прерывистый	До 0,5	$\frac{0,95}{1,25}$	1,0	$\frac{1,05}{0,75}$	
		0,5...1,5	$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$	
		1,5...3		$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$
<b>Крупные и тяжелые станки</b>						
Черновая	Непрерывный и прерывистый	До 0,75	$\frac{0,9}{1,2}$	1,0	$\frac{1,1}{0,8}$	
		0,75...1,5	$\frac{0,85}{1,15}$	1,0	$\frac{1,15}{0,85}$	
		1,5...5		$\frac{0,8}{1,1}$	1,0	$\frac{1,2}{0,9}$

УДК 621.9

**Лебедев В. Г., Чумаченко Т.В.**  
ОНТУ, г. Одеса, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ НАПЫЛЕННЫХ КЕРАМИЧЕСКИХ СЛОЕВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ**

*The studies directed on modification of the chemical composition of dusted ceramics layers for increasing of thermoconductivity and the limit of toughness of dusted layer were made to make the said layers to be less sensitive to residual stresses produced by the temperature of grinding.*

### **Введение**

Напыленные керамические слои, повышающие жаропрочность и жаростойкость рабочих поверхностей деталей, весьма чувствительны к образованию трещин при шлифовании. Возникновение трещин обусловлено действием растягивающих напряжений, которые создаются высокими локальными температурами в зоне контакта круга с деталью. При механической обработке керамических покрытий, а в частности, при шлифовании, образуются трещины, возникающие под действием составляющих сил резания и температуры шлифования. Соотношение составляющих сил резания при шлифовании  $P_x : P_y : P_z$  составляет 0,1:2,5:1. [1].

### **Основная часть**

Значение тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ , которая может быть названа силой стружкообразования при шлифовании, можно рассчитать по формуле: [1]

$$P_z = 0,127t^{0,8}V^{0,6}S^{0,9}$$

где  $t$  – глубина шлифования;  $V$  – скорость детали;  $S$  – осевая подача.

Расчеты, проведенные по формуле (1), для условий шлифования керамики показали, что при напряженных условиях шлифования алмазным кругом величина составляющей силы резания  $P_z = 15$  Н. Соответственно величина составляющей силы резания  $P_x = 1,5$  Н, а составляющая силы резания  $P_y = 37,5$  Н.

Составляющая  $P_x$  вызывает напряжение на порядок меньше, чем предел прочности керамического слоя на растяжение, а составляющая  $P_y$  вызывает напряжение сжатия, которое значительно меньше, чем предел прочности керамики на сжатие. Поэтому возникновение трещин под действием составляющих сил резания маловероятно. Наиболее вероятной причиной возникновения трещин при обработке керамики шлифованием является температура шлифования. Тепловые трещины поверхностного слоя, возникающие при шлифовании, являются главной проблемой, которую нужно устранять.

Тепловые трещины при шлифовании керамики предупреждаются путем назначения рациональных режимов шлифования и применением различных смазочно-охлаждающих технологических средств и схем их подачи в зону резания.

Наибольшее влияние на образование трещин играет составляющая силы резания  $P_y$ . Однако, допустимые напряжения на сжатие керамики большие, чем допустимые напряжения на разрыв. Что касается составляющей силы резания  $P_x$ , то она достаточно мала и вызывает напряжения, значительно меньше предела прочности на разрыв

Детонация – один из способов нанесения керамических покрытий. При каждом детонационном взрыве образуется слой толщиной 0,007 мм. Многослойное покрытие может иметь толщину 0,02...0,4 мм. В результате напыления образуется покрытие с высокими эксплуатационными характеристиками, высокой прочностью сцепления и малой пористостью (не более 1 %). Для того чтобы деталь соответствовала точности 6 или 7квалитета, т.е. чтобы допуск не превышал 10...20 мкм, соблюдалась точность формы и взаимного расположения поверхностей необходима дальнейшая механическая обработка алмазными кругами. [ 2 ]

Для уменьшения трещинообразования нами предложены модифицированные керамические порошки для напыления в состав которых, для повышения теплопроводности напыленного слоя введены C, TiC, WC, компонентный состав порошков следующий:

- 1) 10 % C+90 %  $Al_2O_3$ ,
- 2) 20 % C+80 %  $Al_2O_3$ ,
- 3) 30 % C+70 %  $Al_2O_3$ ,
- 4) 10 % TiC+90 %  $Al_2O_3$ ,
- 5) 20 % TiC+80 %  $Al_2O_3$ ,
- 6) 30 % TiC+70 %  $Al_2O_3$ ,
- 7) 10 % WC+90 %  $Al_2O_3$ ,
- 8) 20 % WC+80 %  $Al_2O_3$ ,
- 9) 30 % WC+70 %  $Al_2O_3$ ,

При шлифовании керамических покрытий алмазным кругом АСО160/120К полученные остаточные напряжения вычисляются по формуле: [ 3 ]

$$\sigma = \frac{\lambda E \left[ \eta_{1,12} q \sqrt{\frac{\sqrt{Dt}}{V}} \left[ e^{-\frac{z^2}{4a \frac{\sqrt{Dt}}{V}}} + z \Phi \left( \frac{z}{2 \sqrt{a \frac{\sqrt{Dt}}{V}}} \right) \right] - 20 \right]}{2 - 2\mu}$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $E$  – модуль упругости;  $\eta$  – количество теплоты, переходящее в деталь;  $q = P_z V_k$  – плотность теплового потока;  $V_k$  – скорость круга;  $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания – сила стружкообразования;  $D$  – диаметр шлифовального круга;  $V$  – скорость детали;  $t$  – глубина шлифования;  $\alpha$  – коэффициент температуропроводности;  $z$  – расстояние определенной точки от поверхности вглубь детали.

На рисунках 1,2,3 показана зависимость изменения остаточных напряжений от глубины шлифования, скорости детали, осевой подачи в керамическом напыляемом слое, а также везде указаны допустимые напряжения соответственно для каждого предложенного химического состава.

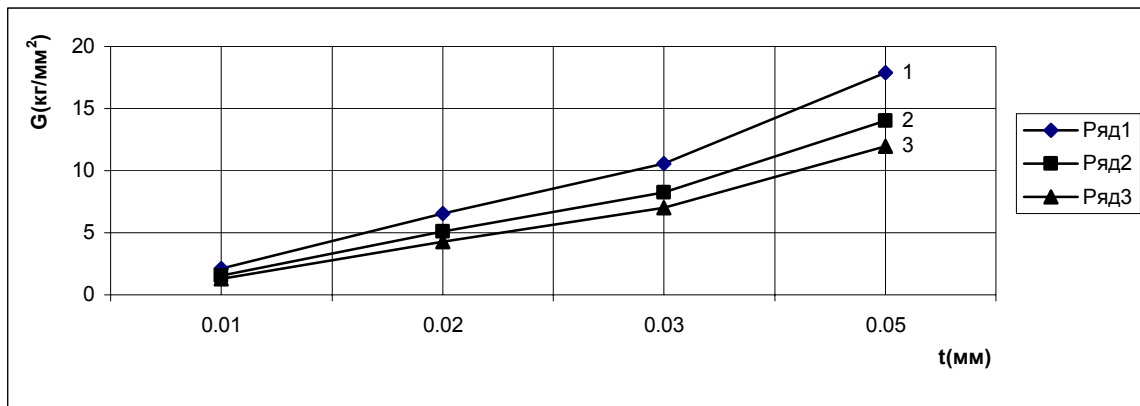


Рисунок 1 – График изменения остаточных напряжений на поверхности детали в зависимости от глубины шлифования в керамическом напыляемом слое.

- 1-10%WC +90%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 16,55$  кг/мм<sup>2</sup> ;
- 2-20% WC +80%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 18,6$  кг/мм<sup>2</sup> ;
- 3-30% WC +70%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 20,65$  кг/мм<sup>2</sup> .

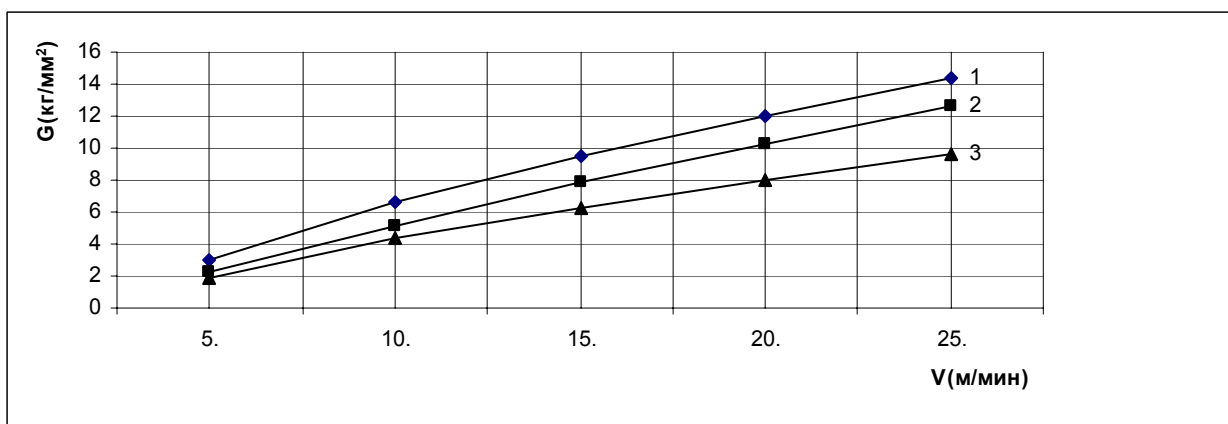


Рисунок 2 – График изменения остаточных напряжений на поверхности детали в зависимости от скорости детали в керамическом напыляемом слое.

- 1-10%WC +90%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 16,55$  кг/мм<sup>2</sup> ;
- 2-20% WC +80%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 18,6$  кг/мм<sup>2</sup> ;
- 3-30% WC +70%  $Al_2 O_3$ ,  $G_{дон} = 20,65$  кг/мм<sup>2</sup> .



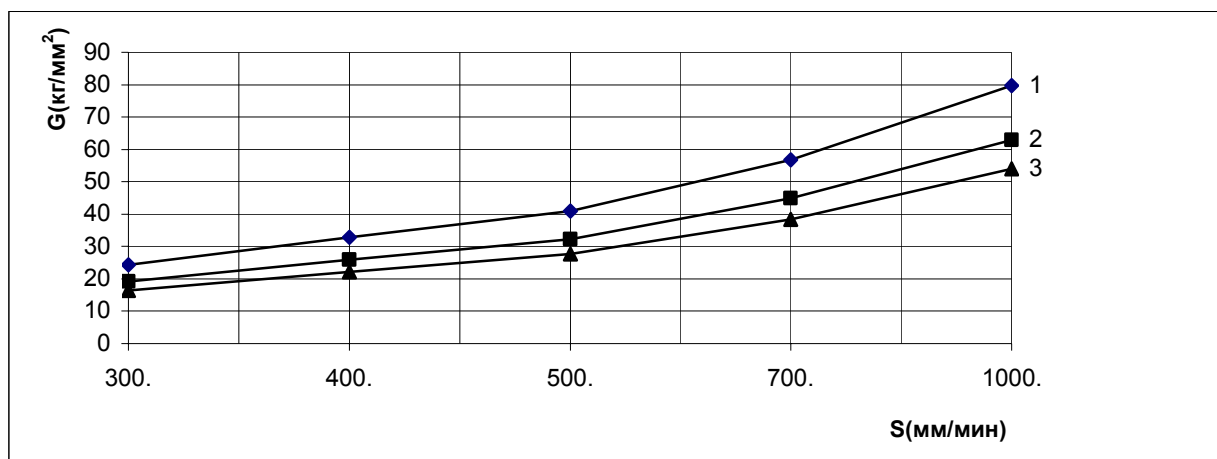


Рисунок 3 – График изменения остаточных напряжений на поверхности детали в зависимости от осевой подачи в керамическом напыляемом слое.

1-10%WC +90% Al<sub>2</sub> O<sub>3</sub>, G<sub>дон</sub> =16,55 кг/мм<sup>2</sup> ;

2-20% WC +80% Al<sub>2</sub> O<sub>3</sub>, G<sub>дон</sub> =18,6 кг/мм<sup>2</sup> ;

3-30% WC +70% Al<sub>2</sub> O<sub>3</sub>, G<sub>дон</sub> =20,65 кг/мм<sup>2</sup>

### **Выводы**

Наибольший эффект дает добавление к напыляемому порошку WC. При этом значительно снижается коэффициент теплопроводности и температуропроводности, увеличивается предел прочности.

Безопасный уровень напряжений может быть достигнут при глубине шлифования до 0,05мм, если позволяют ограничения по шероховатости поверхности.

Анализ графиков свидетельствует о том, что в среднем легирование WC повышает трещиностойкость на 20-25%.

### **Литература**

1. Резников А. М. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справ. Пособие. –М.: Машиностроение,1977. –120с.
2. Уайэтт О., Дью – Хьюз Д. Металлы керамики полимеры: Пер. с англ. –М.: Атомиздат, 1979. – 204с.
3. Редько В.Г. Процессы теплообразования при шлифовании. Саратов. изд. саратовского ун-та 1962. –178с.

УДК 621.785.5

**Заблоцкий В.К., Дьяченко Ю.Г.**

ДГМА, Краматорск, Украина

## **ИЗНОСОСТОЙКИЕ ПОКРЫТИЯ НА ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ НАСЫЩЕНИИ В, Cr и Al**

*Change of microhardness of coverings is investigated at Saturation by a B, Cr and Al depending on the contents of components in a sating mix. The boundary values of components providing the maximal values of microhardness of the steels are established.*

### **Введение**

Известно, что совместное насыщение поверхности металлов одновременно бором, хромом и алюминием обеспечивает возможность получения на поверхности изделий слоев различной твердости, в том числе высокой твердости, которая способна придавать изделиям режущие свойства [1]. Такая тенденция в науке и промышленности прослеживается в связи с дефицитом и дороговизной инструментальных сталей. Отсюда следует, что при поверхностном насыщении конструкционных сталей есть возможность получать режущие инструменты [2].

Однако, для режущих инструментов во многих случаях нужна не только поверхностная твердость, но и твердость по сечению инструмента, исключая сминание режущей кромки. Уровень этой твердости может быть самым различным в зависимости от типа инструмента и условий его эксплуатации. Поэтому решение проблемы получения режущих инструментов на базе конструкционных сталей с нанесенными износостойкими покрытиями требует специальных исследований и технологических разработок. К ним относятся: выбор состава и толщины покрытия, выбор состава базовой стали с учетом вида инструмента и условий его эксплуатации, выбор оптимальных технологических параметров резания.

Целью настоящей работы является изучение особенностей получения износостойких покрытий при насыщении стали бором, хромом и алюминием. При выборе насыщающих элементов покрытий исходили из соображения получения высокой твердости поверхностного слоя за счет фаз на основе химических соединений, что расширяет возможности использования покрытий без специальной термообработки. Кроме того, учитывали тот факт, что покрытия должны обладать не только износостойкостью, но и иметь высокую коррозионную стойкость при работе с водозмульсионными охлаждающими жидкостями и повышенную устойчивость против окисления при разогреве режущей кромки.

### **Экспериментальные исследования**

Опыты проводили в соответствии с матрицей планирования по методу симплексных решеток. Насыщающие компоненты смеси изменяли в пре-

делах 0...25%  $V_4C$ , 0...25%  $Cr_3C_2$ , 0...25% Al, 43...68%  $Al_2O_3$ , при постоянном содержании 7% NaCl. Нагрев проводили при температуре  $1000^{\circ}C$ , 5ч, затем следовало охлаждение контейнера с печью. Покрытия наносили на образцы из стали Ст.3, предполагая в дальнейшем возможность изготовления из нее крупных метчиков для обработки алюминиевых сплавов.

Структуру слоя исследовали с помощью металлографического микроскопа МИМ-8 и микротвердомера ПМТ-3. Применяли химическое травление микрошлифов в 4% растворе азотной кислоты в этиловом спирте и тепловое травление.

Были установлены характерные особенности формирования микротвердости поверхностного слоя покрытий в зависимости от состава смеси, которые приведены в таблице и на рисунке 1.

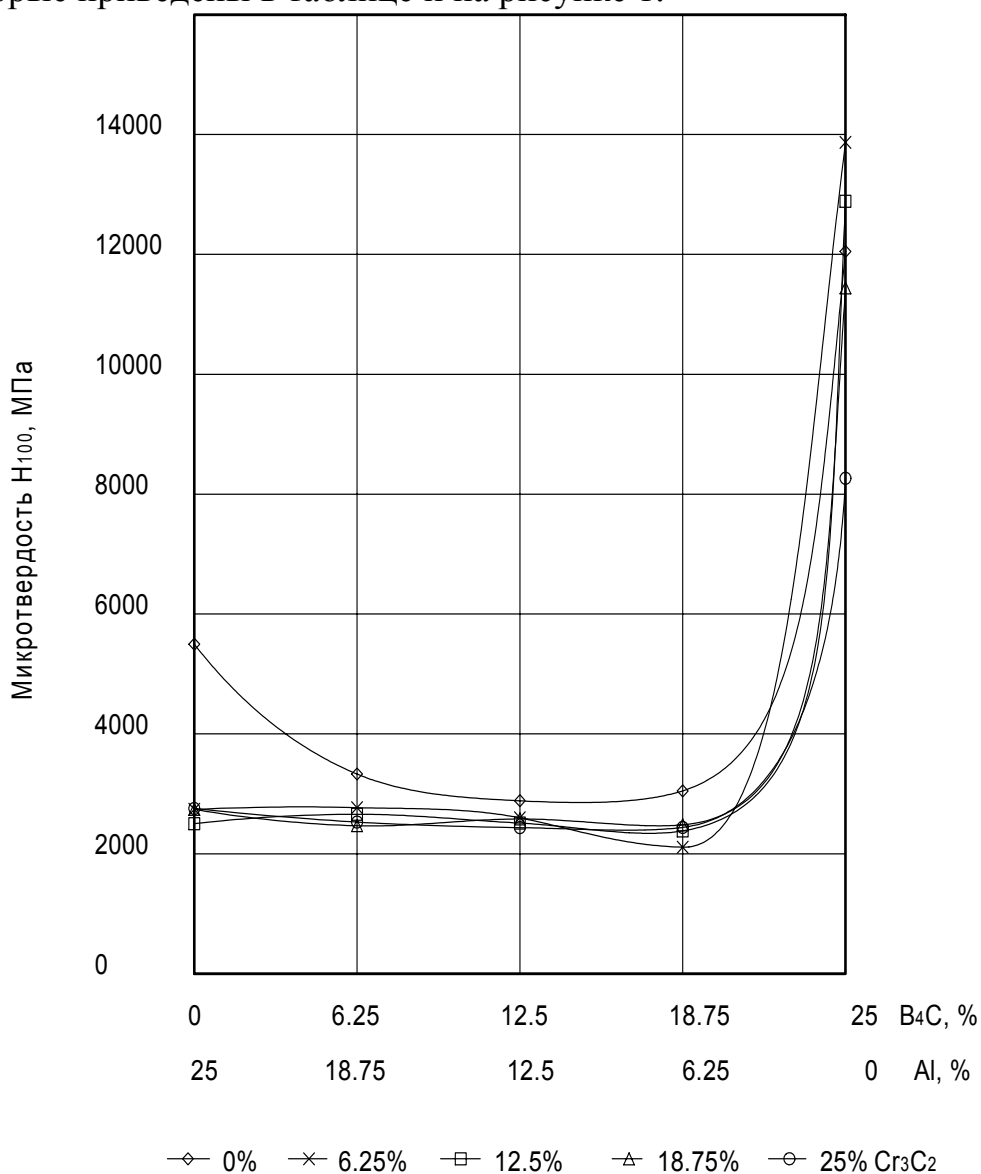


Рисунок 1 - Влияние количества насыщающих компонентов на микротвердость поверхностного слоя стали Ст. 3

Таблица - Влияние состава насыщающей смеси на микротвердость и глубину слоя

№ сме- си	Состав смеси, %					Глубина слоя, мм	Микротвердость слоя Н <sub>100</sub> , МПа			
	В <sub>4</sub> С	Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub>	Al	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	NaCl		1 зона	2 зона	3 зона	(осн. мет.)
1	25	0	0	68	7	0,2	12870	12870	10400	1130
2	0	0	25	68	7	0,45	8500, 8240	4210, 4210, 2540, 2540		980
3	0	25	25	43	7	0,3	2900, 2850	2650, 3090, 2290		1050
4	0	18,75	25	49,25	7	0,25	3090	3090, 3090, 1700		1480
5	0	12,5	25	55,5	7	0,28	2290	2730, 3190, 1800		1130
6	0	6,25	25	61,75	7	0,25	2770	2540, 3500, 2150		1130
7	6,25	0	18,75	68	7	0,25	2850, 4880	3190, 3190, 3190		980
8	12,5	0	12,5	68	7	0,2	2730	2730, 2730, 1870		1000
9	18,75	0	6,25	68	7	0,3	2990	3090, 3190, 2290		1180
10	25	25	0	43	7	0,1	6700	7720, 8240	10400	1560
11	25	18,75	0	49,25	7	0,15	6180, 6860	8830, 10400	12270, 11660	1420
12	25	12,5	0	55,5	7	0,2	13500	13500	11660	1560
13	25	6,25	0	61,75	7	0,2	14800	13000	12870	1560
14	6,25	25	18,75	43	7	0,25	1870	3090, 3190, 1970		1050
15	12,5	25	12,5	43	7	0,2		2540, 3050, 2100, 2060		980
16	18,75	25	6,25	43	7	0,15		3190, 2440, 1700		980
17	6,25	18,75	18,75	49,25	7	0,2	2850	2730, 3190, 1870, 1700		1210
18	12,5	18,75	12,5	49,25	7	0,2	2610	3140, 2850, 1700		1360
19	18,75	18,75	6,25	49,25	7	0,13		3140, 2440, 1870		1260
20	6,25	12,5	18,75	55,5	7	0,3	2850, 2770	2770, 2850, 2060		1130
21	12,5	12,5	12,5	55,5	7	0,2		2290, 3190, 2060		1050
22	18,75	12,5	6,25	55,5	7	0,2		2540, 2850, 2440, 1700		1130
23	6,25	6,25	18,75	61,75	7	0,25	3660	2290, 3090, 3190, 1870		1420
24	12,5	6,25	12,5	61,75	7	0,25	2540	2440, 2540, 3190, 2230		1210
25	18,75	6,25	6,25	61,75	7	0,2		1130, 2060, 3190, 2060		1130

Как следует из приведенных результатов исследований, износостойкие слои высокой твердости образуются после насыщения в смеси, содержащей 25%  $V_4C$  (смесь №1) или же содержащей кроме 25%  $V_4C$  карбид хрома ( $Cr_3C_2$ ) в количестве не более 12,5% (состав №11). В остальных исследованных смесях микротвердость поверхностного слоя ниже. Особенно низкой оказывается микротвердость поверхностного слоя после насыщения в смесях, содержащих все три компонента:  $V_4C$ ,  $Cr_3C_2$  и порошок  $Al$ . В этих смесях поверхностный слой состоит из двух зон: верхней пористой, светлой окраски и плотной нижней - светло-соломенной окраски на границе с верхним слоем и темно-коричневой окраски на границе с основным металлом. Подобная структура поверхностного слоя наблюдается также после насыщения в смесях №3...9, а также в смеси №2. После насыщения в смеси №1 и №2 структура поверхностного слоя соответствует структуре борированного и алитированного слоев, получаемых при насыщении в однокомпонентных смесях, что согласуется с литературными данными [1]. При насыщении в двухкомпонентных смесях (составы №3...6) изменение содержания  $Cr_3C_2$  и порошка  $Al$  в указанных пределах не влияет на структуру поверхностного слоя. Она состоит из двух зон: верхней рыхлой и нижней плотной, представляющей собой твердый раствор хрома и алюминия в  $Fe_\alpha$  (составы №3...6) или же бора и алюминия в  $Fe_\alpha$  (составы №7...9). Отсюда следует, что в присутствии алюминия бор и хром не образуют самостоятельных фаз, а входят в состав твердого раствора. Это наглядно подтверждается исследованиями поверхностных слоев стали после насыщения в смесях №10...13. Полное отсутствие алюминия в этих смесях способствует появлению боридов, имеющих высокую твердость. Причем стабильно высокие значения боридов обеспечиваются при содержании  $Cr_3C_2$  не более 12,5%. При большем содержании  $Cr_3C_2$  твердость боридов снижается, что можно объяснить растворением в них хрома. При значительном содержании  $Cr_3C_2$  – 25% (состав №10), хром, растворяясь в бориде, образует твердый раствор железа, содержащий бор и хром. Об этом свидетельствует тот факт, что часть боридов, которая не превратилась в твердый раствор, сохраняется в поверхностном слое в глубине, обозначенная нами, как третья зона, расположенная на границе с основным металлом.

Таким образом, нами установлен важный фактор влияния алюминия на микротвердость поверхностного слоя в многокомпонентных системах. Его присутствие способствует образованию твердых растворов. Отсюда становится ясным, почему после насыщения в трехкомпонентных смесях (смеси №14...25) мы не получаем высокой твердости. Это явление на ос-

новании литературных данных нельзя объяснить, требуются дополнительные исследования.

В результате проведенной работы получены новые данные о формировании поверхностных слоев при насыщении металла бором, хромом и алюминием и определены условия получения слоев высокой твердости и возможно высокой пластичности, что требует дополнительных исследований. Необходимо отметить, что подобные предположения высказывались ранее в работе [1], однако они не подтверждены конкретными исследованиями.

Необходимо отметить, что в наших исследованиях увеличение содержания хрома несколько снижает микротвердость поверхностного слоя (составы № 10...13), что благоприятно должно влиять на снижение хрупкости слоя. Это явление замечено в литературе и положено в основу самого процесса борохромирования [1]. Однако в литературе [5] указывается неоднозначное влияние хрома на микротвердость борохромированных слоев. При содержании хрома до 6% микротвердость борохромированного слоя повышается, а затем снижается при увеличении весовой доли хрома. Здесь же отмечается, что увеличение содержания хрома до 6% способствует увеличению глубины борохромированного слоя. В наших же исследованиях это явление подтверждается только тем фактом, что при увеличении содержания хрома микротвердость и глубина слоя уменьшается.

### ***Выводы***

Установлено, что при комплексном насыщении поверхности режущего инструмента бором, хромом и алюминием удается получить покрытия с повышенной износостойкостью.

### **Литература**

- 1 Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник / Борисенко Г.В., Васильев Л.А., Ворошнин Л.Г. и др. М.: Металлургия, 1981. - 424 с.
- 2 Карпов Л.П. Применение двойной химико-термической обработки при изготовлении режущего инструмента из конструкционных сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2003. - № 1. – С.7-8
- 3 Заблоцкий В.К., Белкин М.Я., Шимко А.И. Оптимизация состава быстрорежущих сталей, применяемых для изготовления штампового инструмента // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Краматорськ-Слов'янськ: ДДМА. – 2003. – С 397-399.
- 4 Новик Ф.С. Математические методы планирования экспериментов в металлургии. – М.: МиСиС, 1971. – 133 с.
- 5 Чернега С.М. Комплексное насыщение углеродистых сталей бором и хромом в активированной среде // Известия вузов. Черная металлургия. 1999. - №11. – С.58-60.

УДК 621.9

**Гурей І.В., Гурей Т.А.**

ТДТУ ім. І.Пулюя, м. Тернопіль, Україна

## **ТЕРМОНАПРУЖЕНИЙ СТАН МЕТАЛУ В ЗОНІ КОНТАКТУ ПРИ ФРИКЦІЙНОМУ ЗМІЦНЕННІ**

*Mathematical model is developed, that enable calculate by temperature and stress in contact zone of tool and part by friction hardening. Temperature in contact zone has pulse effect.*

### **Вступ**

Основна частина вузлів машин виходить з ладу у результаті поверхневого руйнування. Тому на даному етапі є актуальна необхідність розроблення нових технологій поверхневого зміцнення для підвищення довговічності деталей машин і роботи їх у екстремальних умовах. Виробництво виробів з подовженим терміном експлуатації можна забезпечити створенням відповідної поверхні деталі з властивостями. Керування властивостями поверхні можна здійснювати двома шляхами: перший – на поверхні деталі формується шар з відмінним від основного матеріалу складом, другий – за рахунок модифікації поверхневого шару або його легування.

При модифікації робочих поверхонь деталей відбувається зміна структури поверхневих шарів, а саме створенням метастабільних структур, поверхневого легування, а також при аморфізації. Це забезпечується при методах поверхневої обробки з використанням висококонцентрованих джерел енергії. При даних технологічних методах швидкість нагріву поверхневого шару досягає  $10^5$ - $10^6$  К/с. За короткий час поверхневі шари металу нагріваються до температур вище точки фазових перетворень ( $A_{c3}$ ). Так як товщина нагрітого шару невелика, то його охолодження відбувається з великими швидкостями ( $10^4$ - $10^6$  К/с) за рахунок відводу тепла вглибину металу. При цьому в поверхневому шарі деталей машин формується специфічний структурно-напружений стан металу - білий шар.

Фрикційне зміцнення відноситься до технологій поверхневого зміцнення висококонцентрованими потоками енергії. Такий потік енергії утворюється в зоні контакту при високошвидкісному (60-80 м/с) терті металевого інструмента по оброблюваній деталі [1].

Технологічний процес фрикційного зміцнення є швидкоплинним процесом і тому існуючі експериментальні методи не дозволяють з достатньою точністю визначити температурні та деформаційні поля у зоні контакту при фрикційному зміцненні. Метою даної роботи було теоретично описати температурно-напружений стан металу в зоні контакту інструмент-деталь при фрикційному зміцненні.

### *Основна частина*

Вивченню теплових полів, які виникають при терті, особливо високошвидкісному, присвячено ряд праць [2, 3]. При терті у зоні контакту проходять складні фізико-механічні процеси, тому теплову задачу за рахунок прийнятих допущень досить сильно спрощують і тому теоретичні викладки не завжди відповідають реальній картині.

Для керування якістю зміцнених шарів при фрикційному зміцненні необхідно якісно оцінити температурні поля та термонапружений стан, який виникає при цьому. Моделювання подібних задач приводить до ідеалізації реальної ситуації, але в певній мірі дозволяє оцінити зміну температури та напруженого стану при дії рухомих концентрованих джерел енергії.

При аналізі теплових процесів у зоні контакту при фрикційному зміцненні на основі теплового контакту приймаємо [2], що температури в зоні контакту на поверхні контакту є рівними, а потужність тертя у кожній точці площадки контакту рівна сумі інтенсивностей потоків теплоти, яке поглинає кожне тіло пари тертя.

При фрикційному зміцненні площа зони контакту зміцнювального інструмента та деталі не є постійною. Вона залежить від форми та розмірів робочої поверхні інструмента та деталі, режимів зміцнення. Форма площі контакту має вигляд еліпса, у якого більша діагональ буде рівною довжині лінії контакту інструмента та деталі. При першому наближенні площу контакту можна розглядати у вигляді тонкої стрічки. Так як при фрикційному зміцненні нагрівання зони контакту зумовлюється інтенсивним зсувним деформуванням і максимальні значення контактних дотичних напружень розташовані на певній глибині, то у даному випадку розглядається підповерхневе розташування джерел нагрівання [4].

Так як характерний розмір зони контакту є набагато меншим за розміри зміцнювального інструмента та деталі, то останні можна розглядати як однорідні ізотропні напівпростори, вздовж границі яких рухається зона тертя з різними швидкостями. При розв'язку теплової задачі також були зроблені наступні допущення: у зоні контакту інструмента та деталі є тільки пружні деформації; розмір і форма зони контакту в процесі зміцнення залишаються незмінними; не враховується вплив динамічних ефектів на процеси тертя у зоні контакту; теплофізичні характеристики матеріалів контактуючих тіл залишаються постійними незалежно від зміни температури й тисків; не враховується вплив плівки мастила на перерозподіл тиску по поверхні контакту.

Виберемо систему координат таким чином, щоб осі  $y$  та  $z$  лежали на поверхні тіла, а вісь  $x$  направлена в її глибину. Нехай у цьому напівпросторі  $x \geq 0$  на відстані  $l$  від її грані паралельно їй рухається з



постійною швидкістю  $v$  у напрямку осі  $y$  плоске джерело теплової енергії у вигляді безконечної стрічки шириною  $d$ . При переміщенні джерела її поздовжня вісь симетрії площини перпендикулярна до осі  $y$  (рисунок 1).

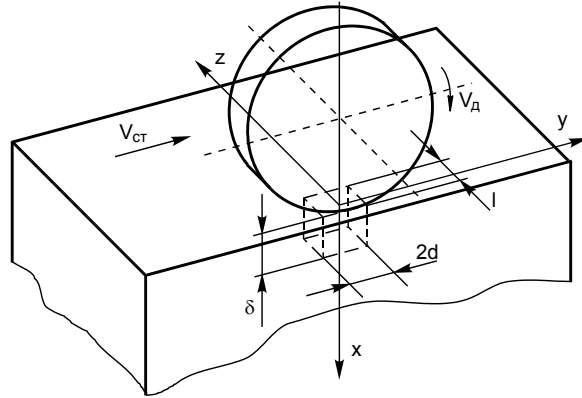


Рисунок 1 – Розрахункова схема фрикційного зміцнення.

Розглянемо теплофізичну задачу при постійному контакті інструмента з оброблюваною деталлю. Температурне поле у загальному вигляді у поверхневому шарі зміцнюваної деталі та інструменту в зоні контакту буде описуватись наступним рівнянням теплопровідності [2]:

$$Pe_i \frac{\partial t_i}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 t_i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t_i}{\partial y^2} + \left( \frac{2d}{\delta} \right)^2 \frac{\partial^2 t_i}{\partial z_i^2} \quad (i = 1, 2)$$

при краєвих умовах у зоні контакту:

$$t_1 = T_1, \quad t_2 = T_2 \quad \text{при } \tau = 0; \quad t_1(x, y, \tau) = t_2(x, y, \tau) \quad \text{при } z_i = 0;$$

$$k \frac{\partial t_1}{\partial z_1}(x, y, z_1, \tau) \Big|_{z_1 \rightarrow +0} + (1-k) \frac{\partial t_2}{\partial z_2}(x, y, z_2, \tau) \Big|_{z_2 \rightarrow +0} = -v(x, y, \tau) \sigma_\tau(x, y, \tau),$$

поза зоною контакту

$$\frac{\partial t_i}{\partial z_i}(x, y, z_i, \tau) \Big|_{z_i \rightarrow +0} = Bi(t_i - t_3), \quad Pe_i = \frac{4d^2}{a_i \tau^0}; \quad \tau^0 = \frac{2d}{v_\delta}; \quad k = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2}; \quad Bi = \frac{2d\alpha_i}{\lambda_i},$$

де  $t_1$  – температура деталі;  $t_2$  – температура інструменту;  $t_3$  – температура технологічного середовища;  $2d$  – ширина зони контакту;  $\delta$  – глибина розповсюдження теплоти;  $\sigma_\tau$  – дотичні напруження у зоні контакту;  $v$  – швидкість відносного ковзання інструмента і деталі;  $v_\delta$  – лінійна швидкість обертання інструмента;  $a$ ,  $\lambda$  – коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності відповідно;  $\alpha$  – коефіцієнт теплообміну деталі і інструменту з технологічним середовищем;  $Pe$  – критерій Пекле;  $Bi$  – критерій Біо;  $\tau$  – час.

У залежності від параметрів технологічного процесу фрикційного зміцнення величина критерію Пекле може змінюватися у досить широких межах. Критерій Пекле визначає відношення кількості теплоти, яка

переноситься конвекцією вздовж напрямку відносного ковзання, до теплоти, яке проникає у зміцнювану деталь за рахунок теплової дифузії. Більшість джерел і стоків теплоти, які діють у технологічних системах є швидкорухомими. Для швидкорухомих джерел теплової енергії критерій Пекле  $Pe \geq 10$  [5]. При значеннях критерію Пекле  $Pe \geq 10$  кількість теплоти, яке переноситься конвекцією вздовж напрямку відносного ковзання набагато більша теплоти, що переноситься у зміцнювану деталь за рахунок теплової дифузії. Тому теплота не розповсюджується попереду джерела енергії, а тільки під джерелом і позаду його.

При фрикційному зміцненні критерій Пекле  $Pe \geq 10$  і джерело енергії має більшу швидкість, аніж швидкість проникнення тепла за рахунок теплової дифузії. Виходячи з цього для визначення температурного поля  $T$  у нашому випадку рівняння теплопровідності запишемо у наступному вигляді [5]:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{v}{a} \frac{\partial T}{\partial y_1} - \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial \tau} = -\frac{q(\tau)}{\lambda} \delta(x_1 - l) [S_-(y_1 + d) - S_+(y_1 - d)] \quad (1)$$

та краєві умови

$$\left\{ \frac{\partial T}{\partial x_1} \right\}_{x_1=0} = 0, \quad \left\{ \frac{\partial T}{\partial x_1}, \frac{\partial T}{\partial y_1}, T \right\}_{\substack{x_1 \rightarrow \infty \\ |y_1| \rightarrow \infty}} = 0, \quad T|_{\tau=0} = 0, \quad y_1 = y - v\tau; \quad x_1 = x \quad (2)$$

де  $a$ ,  $\lambda$  – відповідно коефіцієнти температуропровідності та теплопровідності;  $q(\tau)$  – питома поверхнева густина теплового потоку джерела енергії;  $\delta(\xi)$  – функція Дірака;  $S_{\pm}(\xi)$  – асиметричні одиничні функції.

Розв'язуючи теплову задачу (1) та (2) з допомогою інтегральних перетворень Фур'є по  $y_1$  та Лапласа по  $\tau$ , отримуємо наступне температурне поле

$$T = \frac{1}{4\pi\lambda} \int_0^{\tau} \frac{q(\tau - \tau_0)}{\tau_0} \int_{y_1-d}^{y_1+d} \left[ \exp\left(-\frac{r_+^2}{4a\tau_0}\right) + \exp\left(-\frac{r_-^2}{4a\tau_0}\right) \right] d\tau_0 dy_0, \quad (3)$$

де  $r_{\pm}^2 = (x_1 \pm l) + (y_0 + v\tau_0)^2$ .

Задачу термопружності можна розв'язати для випадку, коли

$$\left\{ \sigma_{zx}, \sigma_{xy} \right\}_{x_1=0} = 0, \quad \left\{ \sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy} \right\}_{\substack{x_1 \rightarrow \infty \\ |y_1| \rightarrow \infty}} = 0.$$

На основі відомих формул та залежностей теорії термопружності [6], а також використовуючи інтегральні перетворення Фур'є і Лапласа, отримуємо наступні залежності для температурних напружень:

$$\sigma_{xx} = -\frac{k}{2(2\pi)^{3/2} i} \int_{-\infty}^{+\infty} \eta^2 d\eta \int_{\sigma-i\infty}^{\sigma+i\infty} [2|\eta|x_1\varphi_-(l) \exp(-x_1|\eta|) - \varphi_+(x_1+l) - \varphi_-(|x_1-l|) + \frac{2}{\gamma} \exp(-x_1|\eta| - \gamma)] \frac{\beta(\eta)Q(s)}{\Psi} \exp(s\tau - i\eta y_1) ds; \quad (4)$$

$$\sigma_{yy} = -\sigma_{xx} - \frac{E\alpha_t}{1-\nu} T - \frac{2k}{(2\pi)^{3/2} i} \int_{-\infty}^{+\infty} \eta^2 d\eta \int_{\sigma+i\infty}^{\sigma+i\infty} \varphi_-(l) \frac{\beta(\eta)Q(s)}{\Psi} \exp(s\tau - x_1|\eta| - i\eta y_1) ds; \quad (5)$$

$$\sigma_{xy} = -\frac{k}{2(2\pi)^{3/2}} \int_{-\infty}^{+\infty} \eta d\eta \int_{\sigma-i\infty}^{\sigma+i\infty} [2\eta^2 x_1 \varphi_-(l) \exp(-x_1|\eta|) - X(|x_1-l|) \text{sign}(x_1-l) - X(x_1+l)] \frac{\beta(\eta)Q(s)}{\Psi} \exp(s\tau - i\eta y_1) ds, \quad (6)$$

Тут  $Q(s) = \int_0^{\infty} q(\tau) \exp(-s\tau) d\tau$ ;  $\beta(\eta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} [s_-(y+d) - s_+(y-d)] \exp(i\eta y_1) dy_1$ ;

$$\gamma^2 = \eta^2 + 2i\eta\omega + \frac{s}{a}; \quad \Psi = 2i\eta\omega + \frac{s}{a}; \quad E = 2G(1+\nu); \quad k = \frac{E\alpha_t}{\lambda(1-\nu)};$$

$$\varphi_{\pm}(\xi) = \frac{1}{\gamma} \exp(-\xi\gamma) \pm \frac{1}{|\eta|} \exp(-\xi|\eta|); \quad X(\xi) = \exp(-\xi\gamma) - \exp(-\xi|\eta|).$$

Застосувавши до рівнянь (4), (5) та (6) теорему про згортку, а також положення, що при  $x_1 = 0$  температурні напруження  $\sigma_{xx}$  та  $\sigma_{xy}$  будуть рівні нулеві. Також припускаємо, що питома поверхнева густина теплового джерела при фрикційному зміцненні залишається незмінною, тобто  $q(\tau) = q = const$ . У той же час питому поверхневу густину теплового джерела енергії можна визначити з рівняння [4]:

$$q = \frac{2\nu P_y \cos(\pi\gamma)\mu}{\pi^{3/2}(1+4\gamma^2)l_s d} \left(\frac{1}{2} + y\right)^{\frac{1}{2}-\gamma} \left(\frac{1}{2} - y\right)^{\frac{1}{2}+\gamma}, \quad (7)$$

$$\gamma = \frac{1}{\pi} \text{arctg} \frac{\mu(1-\chi^0)}{1+\chi^0};$$

де  $\chi^0$  – постійна Мусхелішвілі для плоских деформацій,  $\chi^0 = 3-4\nu$ ;  $\nu$  – коефіцієнт Пуассона;  $\nu$  – відносна швидкість ковзання в зоні контакту інструмент-деталь;  $\mu$  – коефіцієнт тертя в зоні контакту;  $P_y$  – нормальна складова сили у зоні контакту;  $l_s$  – довжина лінії контакту;  $d$  – півширина зони контакту.

Після відповідних перетворень рівнянь (3) та (5) отримаємо рівняння для визначення температур та напружень у зоні контакту по глибині зміцненого шару:

$$T = \int_0^{Fo} \frac{d\eta}{Fo-\eta} \int_{Y-1}^{Y+1} \exp\left[-\frac{L^2 + (\zeta - 2Pe\eta)^2}{4(Fo-\eta)}\right] d\zeta; \quad (8)$$

$$\sigma_y = \int_0^{Fo} \left[ (Y+1-2Pe\eta) \frac{B_+}{R_+^2} - (Y-1-2Pe\eta) \frac{B_-}{R_-^2} \right] d\eta - \frac{1}{4} \Theta. \quad (9)$$

Тут  $\Theta = \frac{2\pi\lambda}{qd} T$ ;  $\sigma_y = \frac{\sigma_{yy} \pi\lambda(1-\nu)}{2E\alpha_t qd}$ ;  $B_{\pm} = 1 - \exp\left[-\frac{R^2}{4(Fo-\eta)}\right]$ ;  $R_{\pm}^2 = L^2 + (Y \pm 1 - 2Pe\eta)^2$ ;

$$Y = \frac{y}{d}; \quad L = \frac{l_s}{d}; \quad Fo = \frac{a\tau}{d^2};$$

$Fo$  – критерій Фур'є, який визначає безрозмірний час.

Використовуючи отримані залежності (8) та (9) були проведені числові розрахунки залежності температури  $T$  та напруження  $\sigma_y$  від безрозмірного часу  $Fo$  та різних значеннях  $L$  і побудовано графічні залежності (рисунок 2).

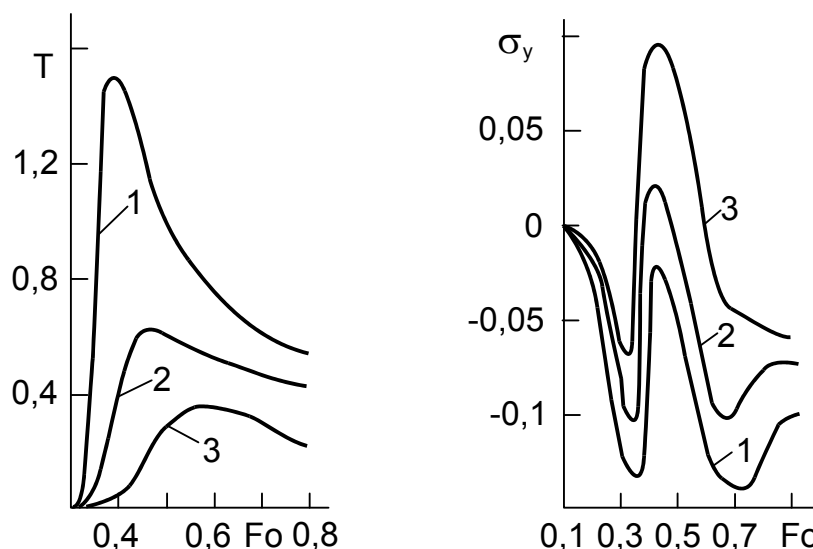


Рисунок 2 – Кінетика температури  $\Theta$  та напруження  $\sigma_y$  при фрикційному зміцненні плоских поверхонь: 1 –  $L = 0,01$ ; 2 –  $L = 0,5$ ; 3 –  $L = 1$ .

### **Висновок**

Як показали отримані графічні залежності, температура та напруження у зоні контакту мають імпульсний характер. Зі збільшенням характерного розміру зони контакту, параметру  $L$  – відношення довжини лінії контакту до її ширини, максимум температури та напружень зростає.

### **Література**

- 1 Гурей І.В. Вплив технологічних середовищ та матеріалу інструменту на параметри фрикційного зміцнення // *Машинознавство*. – 1998. - № 11/12. - С. 30-34.
- 2 Коровчинский М.В. Основы теории термического контакта при локальном трении // *Новое в теории трения*. – М.: Наука, 1966. – С. 98-145.
- 3 Наугольных К.А., Рой Н.А. Электрические разряды в воде. – М.: Наука, 1971. – 156 с.
- 4 Бабей Ю.И., Глек Р.И., Максимишин М.Д., Журавлева Н.А. Термонапряженное состояние, возникающее в поверхностных слоях плоских деталей в процессе фрикционного упрочнения // *Физико-химическая механика материалов*. – 1982. - № 3. – С. 75-78.
- 5 Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
- 6 Подстригач Я.С., Коляно Ю.М. Неустановившиеся температурные поля и напряжения в тонких пластинах. – К.: Наукова думка, 1972. – 308 с.

УДК 621.785.5

**Заблоцкий В.К., Лапченко А.В.**

ДГМА, Краматорск, Украина

## **ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ В, Ti И Al ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ МИКРОТВЕРДОСТИ ИНСТРУМЕНТА**

*Change of microhardness of coverings is investigated at Saturation by a Al, B and Ti depending on the contents of components in a sating mix. The boundary values of components providing the maximal values of microhardness of the steels are established.*

### ***Введение***

Известно, что слой диборида титана  $TiB_2$ , который образуется при борититанировании, может применяться при упрочнении инструмента, обеспечивая высокую микротвердость до  $H_{100}$  34000 МПа, износостойкость, теплостойкость и коррозионную стойкость [1]. Перспективным является состояние слоя, если  $TiB_2$  будет находиться в структуре твердого раствора титана и бора в железе с меньшей микротвердостью, но большей прочностью и вязкостью.

Попытки получить такой слой из литературы известны [2]. Например, в литературе указывается, что после титанирования борированных образцов армко-железа и углеродистых сталей образуется слой, состоящий из трех зон. Первая зона толщиной до 30 мкм представляет собой борид титана  $TiB_2$  с микротвердостью  $H_{100}$  34000 МПа, вторая зона – твердый раствор титана и бора в железе с микротвердостью  $H_{100}$  2500...4500 МПа и третья зона – борид железа  $FeB_2$ . Однако подробные сведения о морфологии слоя в указанной работе не приводятся, что не позволяет оценить перспективу применения такого покрытия. Кроме того, исходя из известных свойств однокомпонентных покрытий благоприятными должны быть комплексные покрытия, образующиеся при одновременном насыщении В, Ti и Al. Бор и титан обеспечивают высокую поверхностную твердость и коррозионную стойкость, а алюминий способствует повышению устойчивости против окисления режущей кромки при разогреве.

Основная цель нашей работы заключалась в выяснении технологических возможностей получения высокопрочного и износостойкого покрытия при насыщении поверхностей сталей В, Ti и Al.

### ***Результаты экспериментальных исследований***

Планирование опытов проводили по методу симплексных решеток [3, 4]. Составы насыщающих смесей меняли в пределах 0...25%  $B_4C$ , 0...25%  $FeTi$ , 0...25% порошка Al, 43...68%  $Al_2O_3$  при постоянном содержании 7% NaCl. Нагрев проводили при температуре 1000<sup>0</sup>С 5ч, затем следовало охлаждение контейнера с печью. Покрытия наносили на образцы из стали Ст.3, предполагая в дальнейшем возможность изготовления из нее круп-

ных метчиков для обработки алюминиевых сплавов. Структуру слоя исследовали с помощью металлографического микроскопа МИМ-8 и микротвердомера ПМТ-3. Применяли химическое травление микрошлифов в 4% растворе азотной кислоты в этиловом спирте и тепловое травление.

Результаты определения микротвердости по глубине слоя, приведенные в таблице и на рисунке, а также данные микроанализа после теплового травления микрошлифов позволили охарактеризовать некоторые особенности формирования износостойких покрытий на поверхности стали, получаемых после комплексного насыщения В, Ti и Al.

Таблица - Влияние состава насыщающей смеси на микротвердость и глубину слоя

№ смеси	Состав смеси, %					Глубина слоя, мм	Микротвердость слоя Н <sub>100</sub> , МПа			
	В <sub>4</sub> С	FeTi	Al	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	NaCl		1 зона	2 зона	3 зона	(очн. мет.)
1	25	0	0	68	7	0,2	12870	12870	10400	1130
2	0	0	25	68	7	0,45	8500, 8240	4210, 4210, 2540, 2540		980
3	0	25	25	43	7	0,25	4630	3140, 3190, 3660, 1640		1100
4	0	18,75	25	49,25	7	0,2-0,22	2770	2500, 3190, 1830		1200
5	0	12,5	25	55,5	7	0,25	1380	2850, 2850, 1800		1130
6	0	6,25	25	61,75	7	0,2	2060	2290, 2540, 1700		1130
7	6,25	0	18,75	68	7	0,25	2850, 4880	3190, 3190, 3190		980
8	12,5	0	12,5	68	7	0,2	2730	2730, 2730, 1870		1000
9	18,75	0	6,25	68	7	0,3	2990	3090, 3190, 2290		1180
10	25	25	0	43	7	0,25	2290	2990, 3090, 2060		980
11	25	18,75	0	49,25	7	0,13	-	2850, 2540, 1640		1260
12	25	12,5	0	55,5	7	0,1	-	1420	9750	1080
13	25	6,25	0	61,75	7	0,25	12870	14800	11160	1080
14	6,25	25	18,75	43	7	0,3	2150, 2020	2850, 3090, 1770		930
15	12,5	25	12,5	43	7	0,3	7410	4520, 2770, 2340		980
16	18,75	25	6,25	43	7	0,3	1320	3190, 2500, 1670		980
17	6,25	18,75	18,75	49,25	7	0,2	1870	2540, 3190, 2060		1130
18	12,5	18,75	12,5	49,25	7	0,2	2060	2500, 3140, 2380		1180
19	18,75	18,75	6,25	49,25	7	0,1	-	3090, 2380, 1800		1210
20	6,25	12,5	18,75	55,5	7	0,3	5010	2730, 2850, 2290		1130
21	12,5	12,5	12,5	55,5	7	0,2	1870	2770, 3190, 2100		1130
22	18,75	12,5	6,25	55,5	7	0,15	-	(H <sub>2</sub> O) 2860, 1950, 1370		1140
23	6,25	6,25	18,75	61,75	7	0,25	2440	2290, 3090, 2060		1320
24	12,5	6,25	12,5	61,75	7	0,1-0,12	-	1610, 2060, 1610		1210
25	18,75	6,25	6,25	61,75	7	0,1	-	2060, 2060, 1870		1210

На структуру поверхностного слоя оказывает влияние число компонентов смеси и их весовое количество. Наиболее характерные изменения структуры, в отличие от литературных данных, наблюдается в случае трехкомпонентной смеси, состоящей из  $B_4C$ ,  $FeTi$  и порошка  $Al$ . Здесь четко прослеживается влияние каждого из компонентов на микротвердость и общую микроструктуру слоя. Практически во всех случаях после насыщения в трехкомпонентных смесях (составы от №14 до № 25) образуется поверхностный слой, состоящий из двух зон. Первая зона, расположенная непосредственно у поверхности, имеет, как правило, микротвердость ниже микротвердости второй зоны, контактирующей с основным металлом. Если судить по микротвердости второй зоны, то она соответствует микротвердости твердых растворов железа, в состав которых входят  $B$ ,  $Ti$  и  $Al$ . Низкие значения микротвердости, в данном случае, указывают на низкую износостойкость таких слоев. Более высокие значения микротвердости достигаются в двухкомпонентных и особенно однокомпонентных насыщающих смесях. Например, после насыщения в смеси №1 мы имеем поверхностный слой, вся структура которого обладает высокой микротвердостью в пределах  $H_{100}$  12870...10400 МПа, что характерно для борированных слоев [1]. После насыщения в смеси №2 мы получаем двухзонный поверхностный слой, состоящий из первой зоны с микротвердостью от  $H_{100}$  8500 до 8240 МПа и второй зоны с микротвердостью от  $H_{100}$  4210 до 2540 МПа. Такое строение слоя и его микротвердость характерны для алитированной стали, и согласуется с литературными данными [1].

После насыщения в двухкомпонентных смесях на основе  $Ti$  и  $Al$ ,  $B$  и  $Al$  (смеси № 3...6, 7...9) в микроструктуре слоев наблюдается 2 зоны. Первая зона, имеющая наиболее низкие значения микротвердости, и вторая зона переменной твердости по глубине. Первая зона является рыхлой, с множеством микрораковин, а вторая – плотная, но имеет переменную микротвердость с максимальными значениями ее на границе с первой зоной и минимальными на границе с основным металлом. При этом снижается не только микротвердость, но и изменяется окраска второй зоны. Ближе к основному металлу она приобретает темно-коричневую окраску, что может являться свидетельством пониженного содержания в ней бора и алюминия.

Характерно, что при насыщении тремя компонентами  $B$ ,  $Ti$  и  $Al$  в первой зоне возможно получение светлой фазы с достаточно высокой микротвердостью  $H_{100}$  7410 МПа (смесь №15), которая имеет четкую границу с расположенной глубже светло-коричневой зоной переменной микротвердости, которую мы ранее охарактеризовали как зону твердого раствора. Возле зоны твердого раствора вблизи границы слоя с основным металлом, а также внутри основного металла располагаются частицы  $Fe_2B$ . Подобное строение структуры слоя позволяет предположить, что процесс насыщения

в комплексной смеси, состоящей из поставщиков В, Ti и Al, происходит следующим образом. В процессе нагрева при низких температурах металл насыщается бором, образуя бориды. Затем, при более высоких температурах происходит насыщение Al с образованием твердого раствора на базе  $Fe_{\alpha}$ . При еще более высоких температурах происходит насыщение титаном с образованием твердого раствора на базе химического соединения. О том, что верхняя зона является химическим соединением, свидетельствует ее одинаковая твердость и четкая граница между этой зоной и внутренней зоной. Внутренняя зона является твердым раствором, поскольку она имеет переменную твердость и окраску.

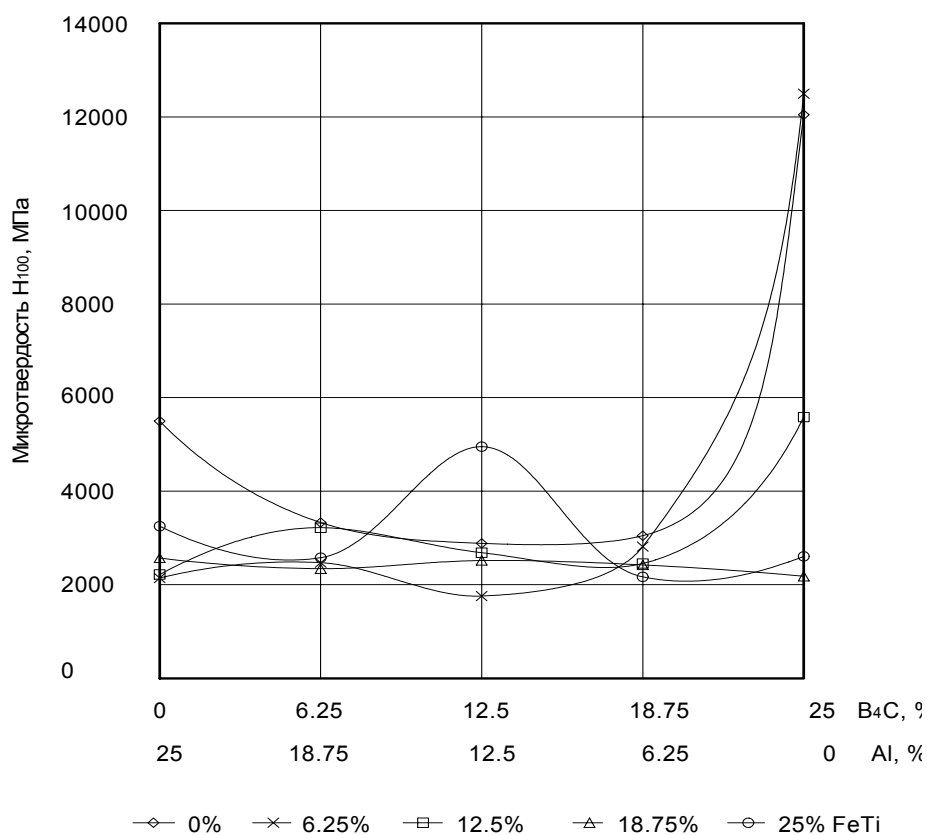


Рисунок 1. - Влияние количества насыщающих компонентов на микротвердость поверхностного слоя стали Ст. 3

Таким образом, в результате проведенной работы установлена последовательность насыщения стали В, Ti и Al.

Как уже было сказано выше, наибольшей микротвердости удалось достичь насыщением в двухкомпонентных смесях на основе В и Ti.

Насыщение проводили в смесях №10...13. Структура слоя изменяется с уменьшением содержания Ti в смеси. При равном содержании В и Ti (смесь №10) микроструктура слоя представляет собой твердый раствор В и Ti в  $Fe_{\alpha}$ . При уменьшении поставщика Ti в смеси с неизменным содержанием поставщика В (смесь №11) микроструктура слоя состоит из твердого



раствора В и Тi в  $Fe_{\alpha}$  с отдельными включениями боридов  $Fe_2B$  на границе слоя с основным металлом. При дальнейшем уменьшении содержания поставщика Тi в смеси (смесь №12) микроструктура слоя состоит из твердого раствора В и Тi в  $Fe_{\alpha}$  с цепочкой боридов  $Fe_2B$ . Микротвердость боридов ( $H_{100}$  9750 МПа) меньше, чем в результате чистого борирования ( $H_{100}$  12870 МПа). Дальнейшее уменьшение содержания поставщика Тi в смеси (смесь №13) позволяет получить микроструктуру слоя, представляющую собой слой боридов, легированных Тi. Судить об этом позволяет более высокая микротвердость слоя ( $H_{100}$  14800...12870 МПа) по сравнению с микротвердостью борированного слоя ( $H_{100}$  12870...10400 МПа). Существует также разница в строении этих слоев – слой боридов, легированных титаном, имеет более высокую пористость, чем борированный слой.

После насыщения в двухкомпонентных смесях на основе В и Al (смеси № 7-9) микроструктура представляет собой твердый раствор В и Al в  $Fe_{\alpha}$ . Лишь после насыщения в смеси №9, содержащей 6,25% порошка Al на границе слоя с основным металлом наблюдаются отдельные включения боридов  $Fe_2B$ , что согласуется с литературными данными [5], согласно которым при соотношении поставщиков В и Al 4:1 микроструктура слоя представляет собой твердый раствор В и Al в  $Fe_{\alpha}$ . Для получения слоя, состоящего из боридов, легированных Al соотношение поставщиков В и Al должно быть больше, чем 6:1. Микротвердость такого слоя выше, чем просто борированного.

### **Выводы**

В результате проведенных исследований установлено, что микроструктура износостойкого покрытия на поверхности инструмента должна состоять из боридов  $Fe_2B$ , легированных титаном и алюминием. При этом для получения таких покрытий соотношение поставщиков В, Тi и Al в насыщающей смеси должно находиться в соотношении 25%, 6%, 3% соответственно.

### **Литература**

- 1 Самсонов Г.В., Эпик А.П. Тугоплавкие покрытия. – М.: Металлургия, 1873. 399 с.
- 2 Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник / Борисенко Г.В., Васильев Л.А., Ворошнин Л.Г. и др. М.: Металлургия, 1981. - 424 с.
- 3 Заблоцкий В.К., Белкин М.Я., Шимко А.И. Оптимизация состава быстрорежущих сталей, применяемых для изготовления штампового инструмента // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Краматорськ-Слов'янськ: ДДМА. – 2003. – С 397-399.
- 4 Новик Ф.С. Математические методы планирования экспериментов в металлургии. – М.: МиСиС, 1971. – 133 с.
- 5 Ouyang Meng Lan, Xie Cong Xin Структура бороалитированного слоя, сформированного на стали // INSYCONT 90: 3 Miedzianar symp. «Zag. tribol. elementow w spolr. styxowo» Krakow: – 1990. – С.105-112.

### РАЗДЕЛ 3

#### Качество и надежность металлорежущего оборудования

УДК 621.9

**Ямпонец Н.Г., Ковалёв В.Д., Бабин О.Ф.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

#### ИССЛЕДОВАНИЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ РАДИАЛЬНЫХ ОПОР ЖИДКОСТНОГО ТРЕНИЯ

*Methods calculation of non clearance multisegment radial liquid friction bearing is designed on base of the experience to usages.*

##### **Введение**

Тенденция увеличения единичных мощностей при одновременном росте масс прослеживается в тяжёлом машиностроении, в частности в создании породоразмольных мельниц, шатных вентиляторах, крупных глубокорасточных станках, диаметром опор до двух и более метров.

Увеличение габаритов опор жидкостного трения заставляет возвращаться конструкторам к беззазорным опорам, у которых радиус вала равен радиусу вкладыша. Исследованиям беззазорных опор посвящено несколько работ выполненных в Харьковском национально техническом университете (ХПИ), в НИПТМаш (г. Краматорск) и в ДГМА (г. Краматорск) Квитницким Е.И., Полтавским Ю.Д., Приходько О.Б., Ямпольцем Н.Г., Ковалёвым В.Д. и другими исследователями. Угол охвата у таких опор меньше  $\pi$ , для того, чтобы иметь возможность всплытия цапф на слое смазочного материала.

Применение таких опор жидкостного трения в узлах тяжёлых машин с большими размерами цапф стало необходимым из-за того, что традиционные опоры с зазором в неподвижном состоянии обеспечивают контакт сопрягаемых поверхностей по малой площади, что в период пуска влечёт за собой сдвиг антифрикционных покрытий, и, как следствие, задиры и выход из строя узла трения и всей машины. Вторым существенным фактором, требующим рассмотрения, является то, что допуск на изготовление деталей превосходит рекомендуемые толщины слоя смазочного материала, разделяющего их поверхность. Это приводит к тому, что работоспособность опоры зависит от случайности в совпадении размеров сопряжения.

##### **Постановка задачи исследований**

На основании анализа результатов исследований опубликованных в отечественных и зарубежных изданиях можно констатировать следующее.

Создание радиальных опор с поверхностями равной кривизны исключает их контакт по линии в нерабочем состоянии, что снижает возможность появления задиров в период пуска и других переходных режимов.

Многосегментные опоры, несмотря на свою сложность, являются перспективным видом опор, особенно для машин диаметры  $D$  которых превышают 2...3 метра, благодаря тому, что они обладают способностью к самоустановке, могут компенсировать ряд погрешностей изготовления и сборки.

В литературе практически отсутствуют рекомендации по проектированию и расчёту гидродинамостатических опор жидкостного трения, и в том числе рассматриваемых геометрических параметров. В связи с этим задачей настоящей работы является на основе стендовых испытаний разработать методику расчёта беззазорных многосегментных радиальных опор жидкостного трения.

### **Основная часть**

Многосегментное исполнение опор тяжёлых машин диктуется двумя соображениями.

Во-первых, у беззазорных радиальных опор с частичным углом охвата, работающих в гидродинамическом режиме трения, 20...30% площади опоры не участвует в работе, так как зоны избыточных давлений имеют место, в основном, в части опоры с сужающимся зазором [1]. К тому же, изготовление больших по площади поверхностей, покрытых антифрикционным материалом, с технической точки зрения является весьма сложной операцией.

Во-вторых, при углах охвата сегментов  $\alpha \leq 0,5$  рад, при определении допустимой толщины слоя смазочного материала  $h_0$  можно принимать во внимание лишь высоту микронеровностей сопрягаемых поверхностей, полагая, что благодаря самоустанавливаемости сегментов и их малой угловой протяжённости, остальными погрешностями можно пренебречь:

$$h_0 = 2(H_{\text{ср.цапфы}} + H_{\text{ср.вкл.}}) + \Delta_{\text{деф.}} + \Delta_{\text{изг.}} + 5 \text{ мкм},$$

где  $H_{\text{ср.цапфы}} + H_{\text{ср.вкл.}}$  - величины средних неровностей на поверхностях цапфы и вкладыша;  $\Delta_{\text{деф.}}$  - величина отклонений сопрягаемых поверхностей от правильной формы вследствие силовых и температурных деформаций;  $\Delta_{\text{изг.}}$  - величина отклонений сопрягаемых поверхностей от правильной формы вследствие изготовления и монтажа.

Такое предположение позволяет значительно уменьшить допустимую минимальную толщину слоя смазочного материала, при которой можно про-

гнозировать разделение сопрягаемых поверхностей гарантированным слоем, что позволяет рассчитывать опоры на более высокие нагрузки при работе в гидродинамическом режиме и уменьшить силы трения.

При расчете многосегментных опор с частичным углом охвата задача сводится к определению всех основных эксплуатационных параметров сегментов с последующим их векторным суммированием.

Расчётная схема многосегментной опоры может быть представлена в следующем виде (рис.1).

Толщина слоя смазочного материала над  $i$  упором определяется как:

$$h_i = h_{0i} \frac{\cos \alpha (\bar{\varphi}_i - \bar{\varphi}_0)}{\cos \alpha (1 - \bar{\varphi}_0)};$$

где  $\bar{\varphi}_i = \frac{\varphi_i}{2\pi}$  - безразмерная величина, характеризующая место расположения упоров сегмента;  $\varphi_i$  - то же в размерном виде;  $\varphi_0$  - угол между линиями центров и началом отсчёта.

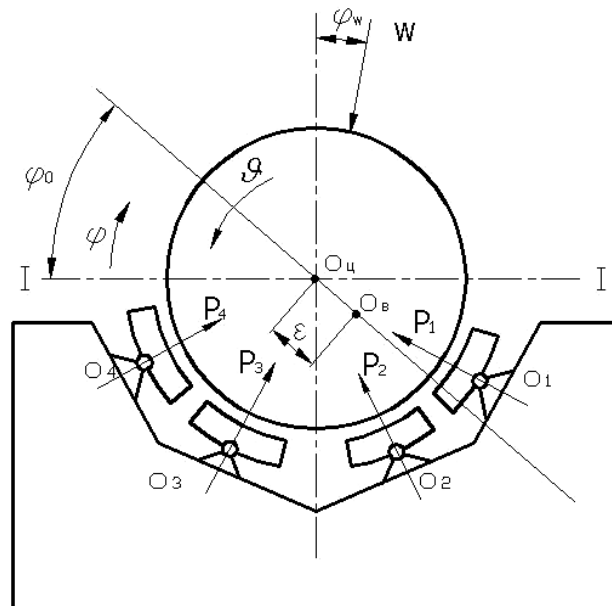


Рисунок 1 – Расчётная схема многосегментной опоры

Минимальная толщина слоя смазочного материала для каждого сегмента в зависимости от положения линии центров определяется как:

$$h_i = \varepsilon \frac{\cos \alpha (1 - \bar{\varphi}_0)}{\cos \alpha (\bar{\varphi}_i - \bar{\varphi}_0)} \cos 2\pi (\bar{\varphi}_i - \bar{\varphi}_0);$$

где  $\varepsilon$  - эксцентриситет расположения цапфы.

При проектировании многосегментных радиальных опор с частичным углом охвата в первую очередь следует остановиться на вопросе регулировки сегментов по высоте, так как от этого во многом зависит работоспособность рассматриваемого узла.

При варианте установки сегментов на винтовые опоры, обеспечивающем сопряжения по принципу «сфера по плоскости», выравнивание нагрузки между сегментами производится путём поворота винтовых упоров в гайках, смонтированных в корпусе подшипника. Качество этой ответственной и трудоёмкой операции определяется в основном квалификацией выполняющего его специалиста. К тому же, даже хорошо выполненная операция, контролируемая по степени прилегания сегментов к цапфе, не обеспечивает их равного нагружения в процессе её эксплуатации.

Наиболее рациональным с точки зрения изготовления, монтажа и эксплуатации будут конструкции радиальных опор с частичным углом охвата, обеспечивающие автоматическое выравнивание нагрузки между сегментами. Конструкции таких подшипников на гидравлических опорах разработана в НИПТМАШе для рудоразмольных мельниц с диаметром цапф более 3м и массой вращающихся частей в состоянии покоя до 2000 тонн и на КЗТС для сверх тяжёлого токарного станка для дополнительной опоры планшайбы диаметром 3200 мм [2, 3].

Учитывая сказанное можно определить величину нагрузки  $P_i$ , действующей на сегмент из следующих зависимостей:

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n P_i \sin \varphi_i + \sum_{j=\frac{n}{2}+1}^n P_j \sin \varphi_j &= W \sin \varphi_W; \\ \sum_{i=1}^n P_i \cos \varphi_i + \sum_{j=\frac{n}{2}+1}^n P_j \cos \varphi_j &= W \cos \varphi_W; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $i, j$  – соответственно номера сегментов, расположенных справа и слева относительно вертикальной плоскости симметрии.

Следует отметить, что большой объём информации, полученный в результате вычисления возможных геометрических параметров сегментов, потребовал сгруппировать характеристики не для всех возможных геометрических соотношений, а для некоторых сочетаний, что позволило сократить расчётные графики изменения основных эксплуатационных параметров сегментных опор.

Пример графика изменения безразмерных коэффициентов, характеризующих несущую способность в зависимости от положения линии центров приведён на рисунке 2.

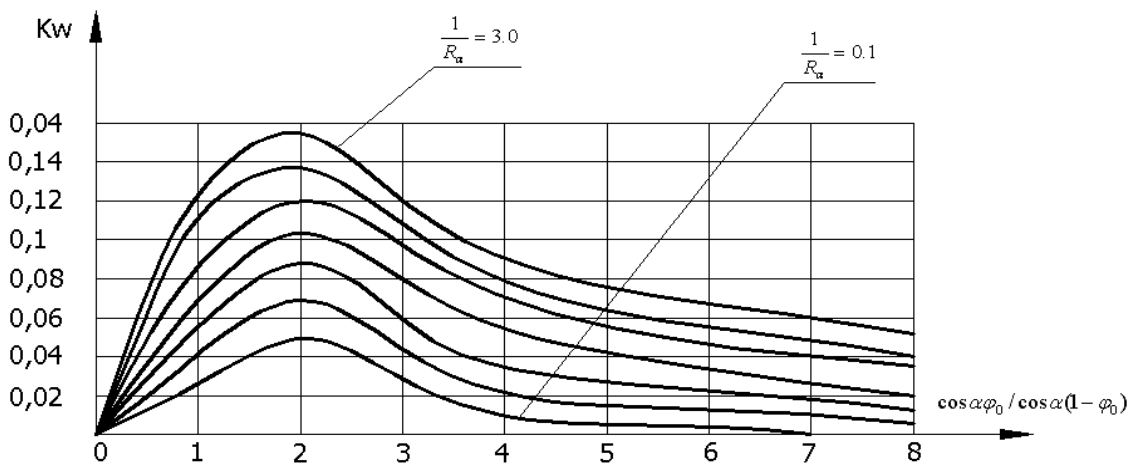


Рисунок 2 – график изменения безразмерных коэффициентов

Таким образом, расчётные формулы для несущей способности опоры и мощности, затрачиваемой на преодоление сил вязкого сдвига, имеют следующий вид:

$$W = \omega \cdot R^4 \cdot K_W \left\{ \left[ \sum_{i=1}^n (\mu_i / h^2_{oi}) \cos \varphi_i + \sum_{j=2}^n (\mu_j / h^2_{oj}) \cos \varphi_j \right]^2 + \left[ \sum_{i=1}^n (\mu_i / h^2_{oi}) \sin \varphi_i + \sum_{j=2}^n (\mu_j / h^2_{oj}) \sin \varphi_j \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

$$N_{mp} = \omega R^4 K_{Nmp} \left[ \sum_{i=1}^n (\mu_i / h^2_{oi}) K_{Nmp} + \sum_{j=2}^n (\mu_j / h^2_{oj}) K_{Nmpj} \right] \quad (3)$$

С целью оптимизации характеристик опор целесообразно проанализировать величину  $K_{Nmp} / K_W$  в зависимости от отношения толщины слоя смазочного материала на входе в исследуемую область и выходе из неё.

Так как в большинстве случаев нагрузка  $W$  приложена к опоре под некоторым углом  $\varphi_W$ , то левая и правая группы сегментов будут нагружены неодинаково. Поэтому расчёт и сопоставление расчётной несущей способности с действующей нагрузкой следует вести по сегментам более нагруженной группы.

$$P_{расч} = \frac{\mu \omega R^4}{h_0^2} K_{Wдин} \geq P, \quad (4)$$

где  $P$  – нагрузка, действующая на сегмент наиболее нагруженной группы, которая определяется путём решения системы (1).

Одним из перспективных направлений развития опор скольжения современных тяжёлых машин следует считать разработку типовых решений для широкого круга геометрических параметров гидродинамических опор, обеспечивающих жидкостной режим работы в процессе всей эксплуатации, включая периоды пуска, останова и переходных режимов. При проектировании гидростатических опор следует иметь в виду, чтобы камеры подвода смазочного материала располагались так, чтобы при переходе

от гидростатического режима к гидродинамическому смазочный материал в зазоре между сопрягаемыми поверхностями не имел своего направления, так как возможно падения минимального зазора до критического значения.

При разработке гидросистемы питания гидродинамостатических опор следует предусмотреть постановку обратных клапанов в подводящих магистралях для того, чтобы избежать обратных потоков, нежелательных как с тепловой точки зрения, так и с точки зрения уменьшения несущей способности опоры. Желательно также постановка в системе питания гидроаккумуляторов для обеспечения плавного перехода от гидростатического режима к гидродинамическому.

### **Выводы**

Подытоживая рассмотрение цилиндрических опор жидкостного трения с поверхностями равной кривизны представляется, что дальнейшее совершенствование методик их расчёта должно идти по пути разработки термоупругогидродинамического анализа.

Многосегментные опоры с частичным углом охвата, несмотря на относительную сложность, являются перспективным видом опор жидкостного трения тяжёлых машин, так как могут компенсировать макропогрешности и перекосы сопрягаемых поверхностей, а так же имеют более высокую несущую способность по сравнению с опорами, имеющими сплошную рабочую поверхность по всему углу охвата.

Многосегментные опоры с суммарным углом охвата  $\alpha=2$  рад, выбранным из условия наибольшей несущей способности и наименьших затрат мощности на преодоление сил вязкого сдвига, имеют несущую способность на 20...30% выше по сравнению с опорами, имеющими вкладыш со сплошной рабочей областью, за счёт более равномерного распределения нагрузки по сегментам.

Гидродинамостатические опоры, которые работают при установившемся режиме эксплуатации как гидродинамические, а при переходных режимах пуска и остановках – как гидростатические, могут быть рекомендованы как основной вид опор тяжёлых машин, так как реализация жидкостного режима работы в процессе всей эксплуатации увеличивает срок службы этих узлов в 2 и более раз за счёт уменьшения износа сопрягаемых поверхностей.

### **Литература**

- 1 Снеговский Ф.П. Опоры скольжения тяжелых машин.- М.: Машиностроение, 1969.- 210 с.
- 2 Приходько О.Б. Один из возможных путей исследования расчетов и проектирования гидростатических многокамерных опор// Машиноведение. – 1980. - N4. - С. 98-104.
- 3 Приходько О.Б. Гидродинамостатические опоры тяжелых машин: Информ. лист. - М.: НИИНФОРМТЯЖМАШ, 1978. - Сер.10-04, 20-78-64. - № 064-78. - 4 с.

УДК 621.9.06

**Струтинський В.Б., Колот О.В.**  
НТУ (КП), м. Київ, Україна

## **ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ВИЗНАЧЕННЯ ВИПАДКОВИХ ДЕФОРМАТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ СТЕНДОВОГО ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ВИПРОБУВАНЬ ГІДРАВЛІЧНИХ АМОРТИЗАТОРІВ**

*Questions of definition of casual deformation parameters of the bench equipment for test of hydraulic shock-absorbers are considered depending on moving a rod and pressure to cavities of the hydrocylinder. Parameters of quality of new shock-absorbers in comparison with parameters of shock-absorbers which have fulfilled procedural term of operation are revealed.*

### **Вступ**

Підвищення надійності роботи гідравлічних пристроїв транспортних засобів являє собою актуальну наукову проблему. Вона вирішується звичайно шляхом дослідження конструкції пристроїв та оптимізації їх конструктивного рішення. Одним із основних агрегатів, які застосовуються на транспортних засобах, є гідравлічні амортизатори залізничних вагонів. Дослідженню характеристик їх роботи присвячена велика кількість публікацій [1,2]. Автори розглядають схемні і конструктивні рішення, робочі процеси, методи випробувань амортизаторів [3].

Діагностика технічного стану амортизатора в кінці міжремонтного періоду потребує спеціального стендового обладнання. Як правило, застосовуються стенди, що задають переміщення штока гідроциліндра амортизатора по гармонічному закону [4]. По експериментально одержаній залежності зусилля на штоці визначаються характеристики амортизатора і їх відхилення від номінальних значень [5].

### **Основна частина**

Сучасне стендове обладнання широко використовує засоби обчислювальної техніки для забезпечення процесу випробувань і аналізу одержаних результатів. Тому є можливість збільшити інформативність випробувань і підвищити його якість. Для цього необхідно провести спеціальні дослідження зокрема експериментальні дослідження параметрів стендового обладнання.

Результати проведених досліджень реалізовані в дослідних зразках стендового обладнання. Дані зразки використані при проведенні експериментальних досліджень.

Розроблене стендове обладнання дозволяє провести комплексні випробування гідравлічних амортизаторів і визначити їх характеристики. При випробуваннях застосовується метод порівняльного аналізу середніх



показників якості нових амортизаторів з показниками амортизаторів, які відпрацювали регламентний термін експлуатації.

Стендове обладнання забезпечує циклічні навантаження амортизаторів із визначенням реальних процесів зміни в часі силових і кінематичних параметрів амортизатора. Розроблене стендове обладнання [6,7] дозволяє встановити точні залежності зміни в часі переміщення штока амортизатора та зусилля на штоці. Ці параметри періодично змінюються в часі.

Експериментальний стенд для визначення пружно-дисипативних характеристик амортизаторів змонтовано на силовій основі 1 (рисунок 1).

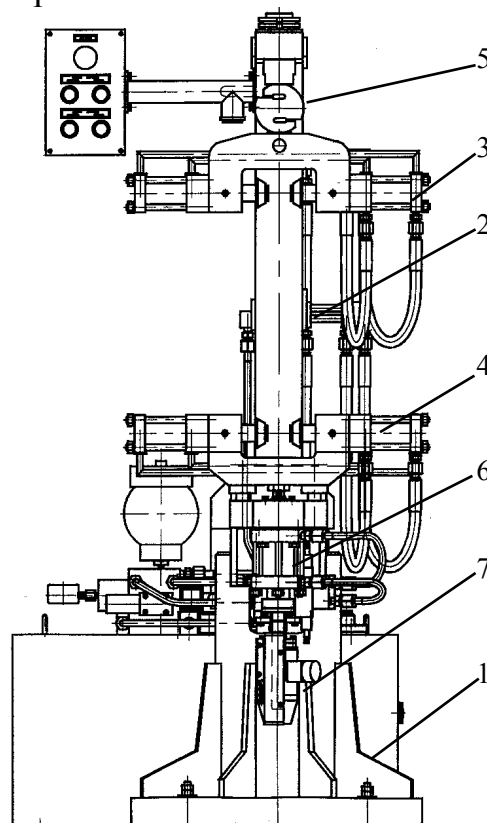


Рисунок 1 – Стендове обладнання для визначення характеристик амортизатора

Стенд має траверсу 2, на якій розташовані верхні захвати, що приводяться в дію гідроциліндрами 3. Верхні захвати (з гідроциліндрами) служать для закріплення амортизатора. Переміщення рухомих вузлів амортизатора здійснюється спеціальним електрогідравлічним приводом, який має гідроциліндр 6. Виміри зусилля, яке сприймає амортизатор, здійснюється пристроєм – вимірювачем зусилля 5, а виміри відносного переміщення рухомих вузлів амортизатора здійснюється пристроєм – вимірювачем переміщення 7.

Траверса може зміщуватись в поперечно-кутовому напрямку на кут  $180^{\circ}$ , займаючи необхідне зручне для виконання вимірів положення. Від

номінального вертикального положення траверса вона може відхилитись вправо і вліво на кут  $90^0$ .

Амортизатор встановлюється між верхнім і нижнім захватами. Переміщення поршня амортизатора здійснюється гідроциліндром, робоча рідина до якого підводиться від гідравлічного підсилювача, керування яким здійснюється кроковим двигуном. Робоча рідина підводиться до гідравлічного підсилювача від гідростанції.

Гідростанція включає гідробак, на кришці якого змонтована контрольно-регулювальна апаратура. Там же розміщено гідроаккумулятор та манометри для контролю значень тиску.

Характеристики стендового обладнання значною мірою залежать від деформативних параметрів гідросистеми стенда. Деформативні параметри в основному визначаються стиском робочої рідини, деформаціями стінок трубопроводів та гідроциліндра і деформативними процесами в ущільненнях. Деформативні параметри визначаються закономірностями випадкового характеру. Для опису деформативних параметрів традиційно використовують коефіцієнт – еквівалентний модуль пружності рідини. Для рідини, яка стискається в певному об'ємі  $W$ , витрати рідини в об'ємі обумовлені її стиском, знаходяться за формулою

$$Q_{cm} = \frac{W}{E} \frac{dp}{dt}, \quad (1)$$

де  $E$  – еквівалентний модуль пружності рідини;  $p$  – тиск в об'ємі рідини;  $t$  – час.

Модуль пружності рідини залежить від багатьох факторів. Головним із них є наявність в рідині нерозчиненого повітря. Нерозчинене повітря знаходиться як в самому рідкому об'ємі та і в щілинах, зазорах та порожнинах, які розташовані на межі рідкого об'єму.

Для експериментального визначення модуля пружності розроблена спеціальна методика.

Згідно неї гідролінії за розподільником перекривались дросельними кранами, чим забезпечувалось відсікання привода від основної гідросистеми (рисунок 2).

В задачах визначення деформативних властивостей гідропривода розрізняють модуль пружності рідини при повільних змінах тиску (ізотермічний) та модуль пружності при швидких змінах тиску (адіабатичний).

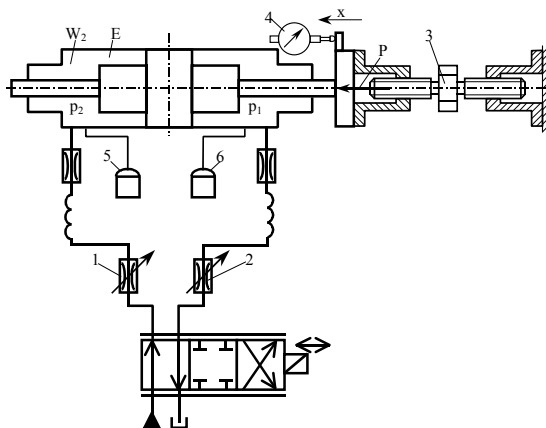


Рисунок 2 – Схема визначення випадкових деформативних параметрів привода

Для визначення фактичного ізотермічного модуля пружності штока гідроциліндра навантажувався спеціальним пристроєм гвинтового типу. Зусилля змінювалось в діапазоні 0..6кН. При цьому вимірювалось переміщення штока і тиск в порожнині гідроциліндра. Навантаження штока здійснювалось дискретно. При цьому тиск в порожнині гідроциліндра змінювався по 0,5 МПа.

Після кожної зміни навантаження забезпечувався вистій поршня на протязі 5 хв. Графіки залежностей переміщення штока від тиску наведені на рисунок 3.

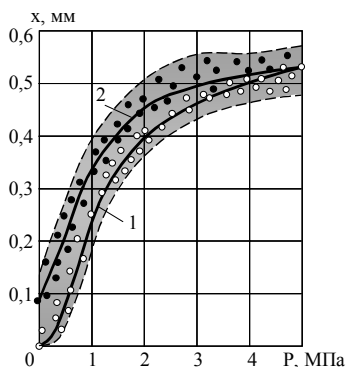


Рисунок 3 – Діапазон змін залежності переміщення штока гідроциліндра при дії на нього статичної сили: крива

1 – навантаження; крива 2 – розвантаження поршня гідроциліндра.

Залежність переміщення штока від тиску в порожнині гідроциліндра є суттєво нелінійною. Вона має яскраво виражені гістерезисні властивості.

Це обумовлено як релаксаційними явищами, що мають місце при стиску робочої рідини, так і втратами рідини в ущільненнях штока і поршня.

Розсіяння експериментальних значень переміщення не може бути пояснене лише похибками експерименту. Із аналізу графіків випливає, що ізотермічний модуль пружності рідини змінюється випадковим чином. Середні значення випадкової залежності переміщення поршня при

навантаженні і розвантаженні показані на рисунку суцільними лініями. Експериментальні значення є основою для визначення залежності ізотермічного модуля пружності рідини від тиску.

Із формули (1), що визначає деформативність гідропривода, випливає

$$Q_{ст} = \frac{dv}{dt} = \frac{W}{E} \frac{dp}{dt}, \quad (2)$$

де  $dv$  – зміна об'єму рідини при її стиску.

Для статичного режиму стиску рідини із (2) випливає залежність

$$v = \frac{W}{E} p, \quad (3)$$

де  $v$  – зміна об'єму порожнини гідроциліндра;  $p$  – тиск в порожнині гідроциліндра.

Зміна об'єму робочої рідини в порожнині гідроциліндра складає

$$v = x \cdot s, \quad (4)$$

де  $x$  – переміщення поршня;  $s$  – ефективна площа поршня.

Об'єднуючи (3) і (4) визначимо зв'язок між переміщенням поршня і тиском в порожнині гідроциліндра

$$x \cdot s = \frac{W}{E} p$$

Звідси знаходимо зв'язок між випадковим значенням модуля пружності  $E$  і випадковим значенням тиску  $p$  та переміщення поршня  $x$ , які визначені експериментально

$$E = \frac{W}{E} \frac{p}{x}$$

Підстановка експериментально визначених значень тиску та переміщень поршня дає можливість визначити вибірку випадкових значень модуля пружності при різній величині тиску в гідромагістралі.

$$E_i = E_i(p_i, x_i)$$

Дана виборка піддана статичній обробці. При цьому знайдене середнє значення модуля пружності

$$E = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N E_i$$

Залежність середнього значення ізотермічного модуля пружності від тиску має нелінійний характер (рисунок 4).

Одержана залежність середнього значення модуля пружності в цілому відповідає теоретичним і експериментальним даним, наведеним в літературних джерелах [8].

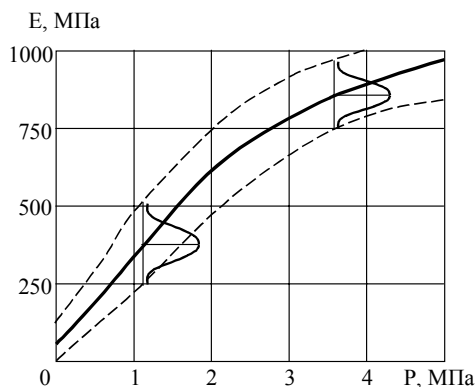


Рисунок 4 – Експериментально визначена залежність математичного сподівання ізотермічного модуля пружності від тиску та розсіяння значень модуля пружності

Для розрахунків запропоновано описати її нелінійною залежністю виду

$$E = E_p(1 - e^{-kp}) + E_0$$

де  $E_0$ ,  $E_p$ ,  $k$  - константи.

Розсіяння значень модуля пружності характеризувано дисперсією значень модуля при фіксованому тиску в гідросистемі. Оцінка дисперсії знайдена по результатах експериментальних вимірів у вигляді:

$$\sigma_E^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (E_i - E)^2$$

Встановлено значення дисперсії ізотермічного модуля пружності

$$\sigma_E^2 = 225.625 (\text{МПа})^2,$$

що відповідає середньому квадратичному відхиленню

$$\sigma_E = 15.25 \text{ МПа}$$

Розподіл значень модуля при фіксованому тиску може бути наближено описаний нормальним законом розподілу. При цьому ширина смуги складе близько  $6\sigma_E$ .

Експериментальне визначення випадкових деформативних параметрів привода при його циклічному усталеному русі здійснено на спеціальній установці (рисунок 5).

Процес стиску робочої рідини при циклічній зміні навантаження є суттєво нестаціонарним. В даному випадку деформативні характеристики рідини визначаються адіабатичним модулем пружності. Адіабатичний модуль пружності визначено експериментально. При цьому шток гідроциліндра переміщувався по синусоїдальному закону за допомогою кулісного механізму.

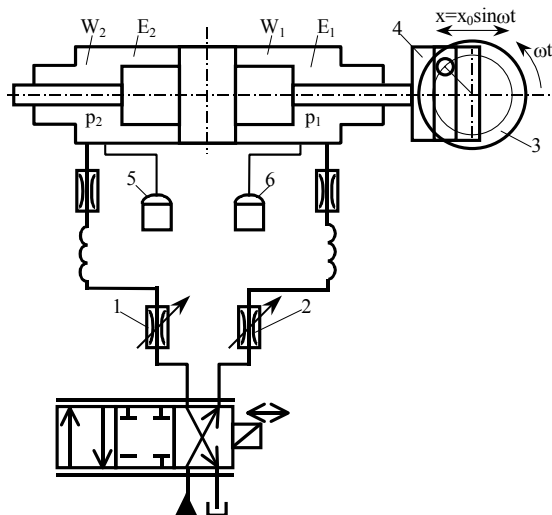


Рисунок 5 – Схема установки для експериментального визначення адіабатичного модуля пружності рідини в порожнині гідроциліндра.

Тиск в порожнині гідроциліндра вимірювався датчиком – вимірювачем тиску ДИ20.

Експериментально визначені залежності переміщення штока і тиску в обох порожнинах гідроциліндра наведені на рисунку 6.

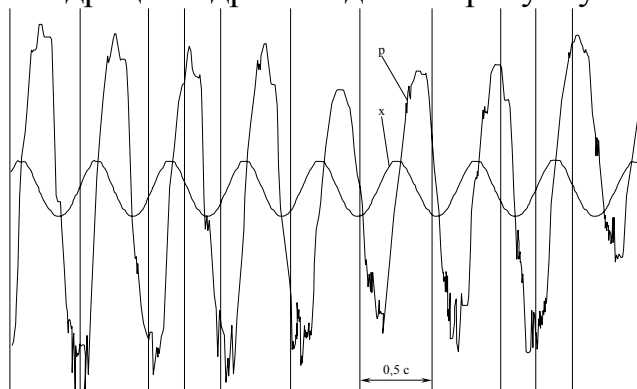


Рисунок 6 – Експериментально визначені залежності переміщення поршня і тиску в порожнині гідроциліндра в залежності від часу при гармонічному законі переміщення поршня.

Із аналізу експериментальних даних випливає, що переміщення штока відповідає синусоїдальній функції

$$x = x_0 \sin \omega t,$$

де  $x_0$  – амплітуда переміщень.

Тиск в порожнині гідроциліндра змінюється по закону, близькому до косинусоїдального

$$p = p_m - p_0 \cos \omega t,$$

де  $p_0$  – амплітуда значення тиску;  $p_m$  – постійне значення тиску.

Підставивши значення тиску і переміщення в рівняння деформативності (1) із врахуванням (4) знайдемо

$$Q = sx_0 \sin \omega t = \frac{W}{E_a} p_0 \sin \omega t$$

Звідси визначимо взаємозв'язок амплітудних значень тиску і переміщення поршня із адіабатичним модулем пружності рідини

$$E_a = \frac{Wp_0}{sx_0}$$

Знайдене значення є середнім адіабатичним модулем пружності при гармонічному переміщенні поршня з амплітудою  $x_0$  і частотою  $\omega$ .

В цілому на частотах 2,4Гц експериментально визначені значення адіабатичного модуля пружності на 5..10% більше значення ізотермічного модуля пружності.

Фактичні залежності переміщення і тиску в порожнині гідроциліндра відрізняються від синусоїдальних законів (рисунок 7).

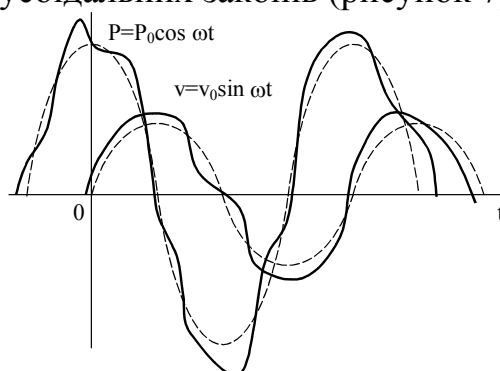


Рисунок 7 – Типові відхилення експериментальних значень тиску і переміщення поршня від номінальних значень, які відповідають гармонічним законам.

Особливо суттєві відмінності мають місце в залежності зміни тиску в порожнині гідроциліндра. Ці зміни описані випадковим процесом, поданим у вигляді канонічного розкладу виду

$$\delta p = \sum_{k=1}^M a_{pk} \cos k\omega t + b_{pk} \sin k\omega t$$

де  $a_{pk}$ ,  $b_{pk}$  - коефіцієнти, визначені методами спектрального аналізу.

Випадкові зміни тиску обумовлюють зміни модуля пружності, які визначаються у вигляді

$$\delta E_a = \frac{W}{sx_0 \sin(\omega t)} \sum_{k=1}^M a_{pk} \sin k\omega t + b_{pk} \cos k\omega t$$

Таким чином, випадкові відхилення адіабатичного модуля пружності від свого номінального значення можуть бути описані полігармонічним випадковим процесом.

### **Висновки**

1 В результаті експериментальних досліджень встановлено, що еквівалентний ізотермічний модуль пружності гідравлічної системи стенда є випадковою функціональною залежністю від тиску в порожнині гідроциліндра.

2 Середнє значення модуля (математичне сподівання) з достатньою точністю описується експоненціальною залежністю.

3 Закон розподілу значень ізотермічного модуля пружності при фіксованому тиску відповідає нормальному закону із середньоквадратичним відхиленням 15..25МПа.

4 Еквівалентний адіабатичний модуль пружності при частотах переміщення поршня 2..4Гц перевищує ізотермічний модуль пружності на 5..10 відсотків.

5 Випадкове відхилення адіабатичного модуля пружності в часі при гармонічному переміщенні поршня описуються полігармонічним процесом.

6 Як напрямок подальших досліджень рекомендується врахування локальних змін температури в елементах гідропривода на параметри його деформативності.

### **Література**

1 Соколов М.М., Варава В.И., Левит Г.М. Гасители колебаний подвижного состава. Справочник. - М.: Транспорт. 1985. - 216 с.

2 Соколова М.М., Хусидов В.Д., Минкин Ю.Г. Динамическая нагруженность вагона. - М.: Транспорт. 1981. - 206 с.

3 Терешкин Л.В., Зеленин И.Г. Механизация и автоматизация производственных процессов при ремонте пассажирских вагонов. - М.: Транспорт. 1984. - 286 с.

4 Челноков И.И. Гидравлические гасители колебаний пассажирских вагонов. - М.: Транспорт. 1975. - 72 с.

5 Струтинський В.Б., Колот О.В. Імітаційне математичне моделювання дисипативних характеристик комплектних гідромеханічних систем//Промислова гідравліка і пневматика.- Вінниця, №2, 2003.- С.63-68.

6 Колот О. В., Колот В. О., Рибалко С. Б., ЗАТ «МІНТЕК». Спосіб діагностики гасителів коливачів. - Патент України на винахід № 72048 – надр. в Бюл. 2005, № 1.

7 Колот В. О., Колот О. В., Тарадай В. О., Міхеєнков Ю. С., ЗАТ «МІНТЕК». Стенд для випробування гасителів коливачів. – Рішення про видачу патенту України на винахід від 25.11.2004 р. по заявці № 2002053897.

8 Прокофьев В.Н. Аксиально-поршневой регулируемый гидропривод. – М.: Машиностроение, 1978. – 570 с.



УДК 621.87

**Драган А.П., Дячун А.Є.**

Тернопільський державний технічний університет ім. І. Пулюя

## **ОБҐРУНТУВАННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ФОРМУВАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ГОФРОВАНИХ ЗАГОТОВОК**

*The construction of the machine tool and forming instruments for manufacture of the corrugated screw preforms is reduced. The deduced analytical associations for definition of design parameters of the profiles cogs and their amount for appropriate forming of instruments.*

### **Вступ**

У різних галузях народного господарства широку перспективу використання мають гофровані гвинтові стрічки (спіралі) в різних шнекових робочих органах. Їх застосовують у пристроях для змішування сипких матеріалів, в генераторах, теплообмінниках, для борботації гідравлічних абразивних сумішей при механічній обробці, при приготуванні сумішей у фармацевтичній, харчовій і переробній промисловостях в міксерах тощо. Їх використання зумовлено такими основними характерними особливостями:

у механізмах з невстановленим режимом руху, за умови максимального використання робочого об'єму, забезпечується значна інтенсифікація переміщення та сепарації; підвищення міцності спіралей на згин і розтяг; можливість впровадження прогресивних технологій виготовлення широко стрічкових гвинтових елементів.

Як показав аналіз відомих досліджень, найбільш поширені гвинтові гофровані заготовки (ГГЗ) некерованого довільного профілю, які не відповідають вимогам технологічних процесів змішування і якості продукції [1, 2].

Одним із перспективних напрямків підвищення продуктивності праці і якості продукції при роботі ГГЗ є формоутворення цих заготовок із заданим профілем.

Робота виконана згідно координаційного плану Комітету з питань науки і техніки Міністерства освіти і науки України з розділу "Машинобудування", "Високоефективні технологічні процеси в машинобудуванні" на 2002-2006 рр.

Тому метою даної роботи є розроблення технологічного процесу формоутворення ГГЗ широкого конструктивного діапазону.

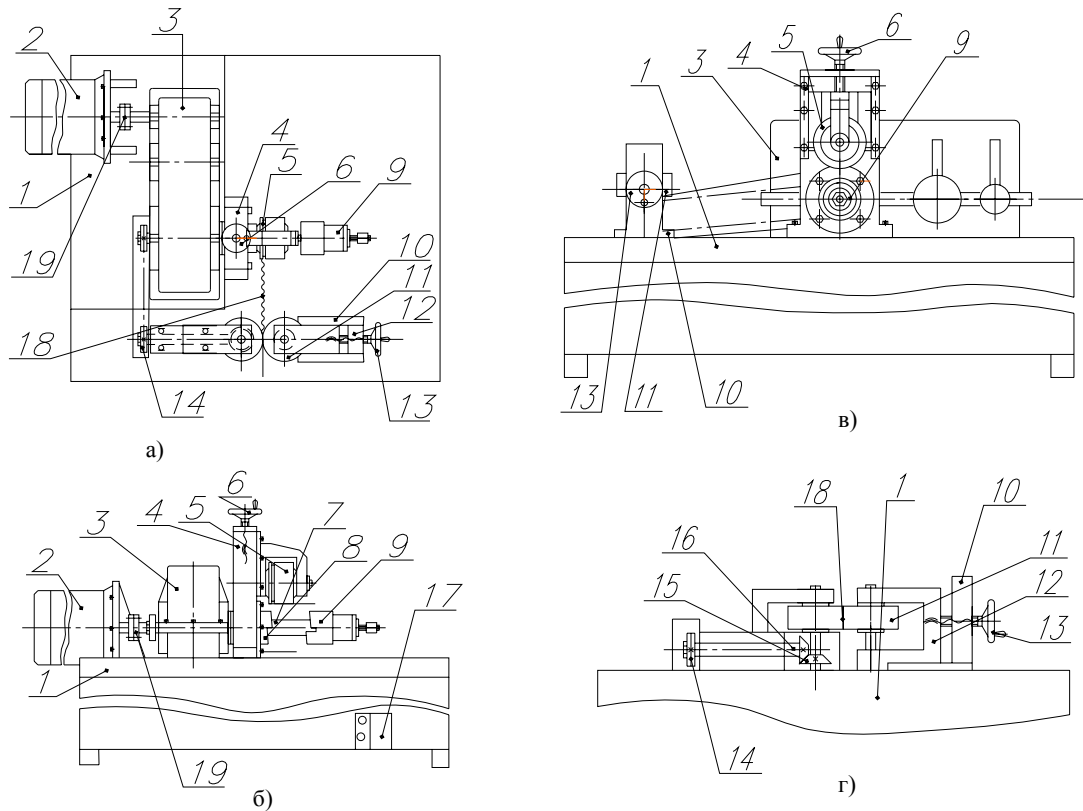


Рисунок 1 - Верстат для виготовлення гвинтових гофрованих заготовок

### **Основна частина**

Верстат для виготовлення ГГЗ (Рисунок 1) виконано у вигляді станини 1, до якої жорстко закріплено електродвигун 2, коробку швидкостей 3 і механізм формоутворення, який складається з механізму радіального підтиску 4 з формувальним роликком 5 і рукояткою 6 регулювання величини підтиску. Механізм гофронавивання і подачі заготовки встановлено перед механізмом приводу перпендикулярно до його осі і виконано у вигляді оправки 7, торцевої втулки 8, яка жорстко кріпиться до механізму радіального підтиску, на торці якої виконано один виток рівний висоті гофра. На оправці 7 за допомогою шліців жорстко встановлено шліцеву втулку 9 з можливістю осевого переміщення, на торцевій поверхні якої виконано один виток з кроком рівним висоті гофра. Механізм гофроутворення і подачі заготовки 10 в зону навивання складається із двох гофроутворюючих інструментів-коліс 11, механізму радіального підтиску 12, рух якого у горизонтальній площині здійснюється за допомогою рукоятки 13. Механізм передачі крутного моменту від коробки швидкостей 3 складається з ланцюгової передачі 14, конічної зубчастої передачі 15 і валів 16.

Органи управління процесом навивки, гофроутворення і приводом розміщені на панелі 17, встановленої на станині. Верстат дозволяє здійснювати виготовлення гвинтових гофрованих заготовок 18 декількох типо-

розмірів, тому оправка 7, торцева втулка 8, шліцева втулка 9, гофроутворюючі колеса 11 є змінними елементами.

Для попередження поломки вузлів і елементів приводу між двигуном і коробкою швидкостей встановлена запобіжна муфта 19.

Робота верстата для виготовлення гвинтових гофрованих заготовок 18 здійснюється наступним чином. Плоску заготовку встановлюють між двома гофроутворюючими інструментами 11, після їх проходження утворюється прямолінійна гофрована стрічка 18, кінець якої загинають під кутом 90 і встановлюють в гофровидну щілину шліцевої втулки 9. В момент пуску шліцева втулка підтискається в осьовому напрямку, а гофрована стрічка подається в радіальному напрямку до формувального ролика 5. В такому положенні навивають перші 3-4 витки. Далі шліцеву втулку 9 знімають з оправки 7 і продовжують навивання інших витків спіралі на всю довжину заготовки.

До переваг верстата для виготовлення гвинтових гофрованих заготовок відноситься розширення технологічних можливостей верстата і підвищення продуктивності праці.

Для утворення гофр можна використовувати прямі і конічні формувальні інструменти-колеса із зубами, що відповідають профілю утворюваної гофри (рисунок 2).

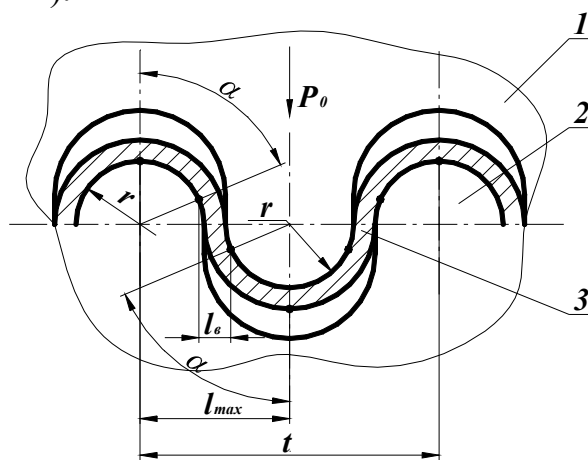


Рисунок 2 - Розрахункова схема гофроутворення формувальними інструментами-колесами із спеціальним закругленим профілем зубів.

1 – зуби верхнього колеса, 2 – зуби нижнього колеса, 3 – стрічка.

Проведемо обґрунтування геометричних параметрів інструментів-колес із спеціальним профілем зубів.

Для прямозубих колес:

$$\text{висота головки зуба } h_a = R - \frac{S}{2} - \frac{C}{2};$$

$$h_a = r_3,$$

де  $R$  - радіус гнуття гофри;  $S$  - товщина стрічки під заготовку;  $C$  - гарантований зазор для зменшення тертя;

$$\text{висота ніжки зуба } h_t = R + \frac{S}{2} + \frac{C}{2};$$

крок зубів  $t = 4R$ ;

кількість зубів  $z \geq 17$ ;

$$\text{ділительний діаметр } d = \frac{zt}{\pi};$$

$$\text{ширина зуба } f_a = 2R - S - C;$$

$$\text{ширина впадини } f_a = 2R + S + C;$$

$$\text{ширина колеса } b' = b + 5 \dots 8,$$

де  $b$  - ширина стрічки;

$$\text{діаметр вершин зубів } d_a = d + 2h_a;$$

$$\text{діаметр впадин зубів } d_f = d - 2h_f.$$

Для конічних формувальних інструментів у вигляді коліс:

$$\text{кут зменшення радіуса гнуття } \operatorname{tg} Q_t = \frac{R_3 - r_3}{b},$$

де  $R_3$  - максимальний радіус гнуття гофри;  $r_3$  - мінімальний радіус гнуття гофри; для гнуття використовуємо конічні формувальні колеса із передаточним числом 1;

$$\text{висота головки зуба на зовнішньому діаметрі } h_{ae} = R_3 - \frac{S}{2} - \frac{C}{2};$$

$$\text{висота ніжки зуба на зовнішньому діаметрі } h_{fe} = R_3 + \frac{S}{2} + \frac{C}{2};$$

$$\text{зовнішня конусна відстань } R_e = \frac{h_{fe}}{\operatorname{tg} Q_f};$$

$$\text{зовнішній ділительний діаметр } d_e = 2R_e \sin \delta_1; \delta_1 = \delta_2,$$

де  $\delta_1, \delta_2$  - кути ділительних коліс;

$$\text{зовнішній діаметр вершин зубів } d_{ae} = d_e + 2h_{ae} \cos \delta_1;$$

$$\text{зовнішній діаметр впадин зубів } d_{fe} = d_e - 2h_{fe} \cos \delta_1;$$

$$\text{крок по зовнішньому діаметру } t = 4R_3;$$

$$\text{ширина зуба по зовнішньому ділительному діаметрі } f_{ae} = 2R_3 - S - C;$$

$$\text{кількість зубів } z = \frac{d_e \pi}{t};$$

ширина колеса  $b_K$  рівна ширині стрічки,  $b_K + 5 \dots 8$  мм;

$$\text{внутрішня конусна відстань } R_{ev} = R_e - e_K;$$

внутрішній ділильний діаметр  $d_{e\delta} = 2R_{e\delta} \sin \delta_1$ ;

висота головки зуба на внутрішньому діаметрі  $h_{ae} = r_e - S/2 - C/2$ ;

висота ніжки зуба на внутрішньому діаметрі  $h_{fe} = r_e - S/2 - C/2$ .

На основі проведених досліджень визначені основні конструктивні параметри зубчатих конічних формоутворюючих інструментів які наведені в таблиці 1.

Таблиця 1 - Параметри зубів конічних коліс із зубами спеціального профілю

$b$ , мм	$R$ , мм	$r$ , мм	$S$ , мм	$h_{ae}$ , мм	$h_{fe}$ , мм	$R_e$ , мм	$d_e$ , мм	$P$	$z$	$d_{ae}$ , мм	$d_{fe}$ , мм	$d_{eb}$ , мм
70	9,3	5	2	8,3	10,3	167,67	237,13	37,20	20	248,86	222,57	138,00
80	8,64	4	1	8,14	9,14	157,58	222,86	34,56	20	234,37	209,93	109,70
100	8,19	3	2	7,19	9,19	177,07	250,40	32,76	24	260,49	237,40	109,8
120	9,62	4	2	8,62	10,62	226,76	320,09	38,48	26	332,87	805,67	150,96

### Висновки

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Виведені аналітичні залежності для визначення конструктивних параметрів профілів зубів і їх кількості для відповідних формувальних інструментів.
2. Дані практичні рекомендації щодо проектування технологічного оснащення і формувальних інструментів для виготовлення гофрованих заготовок.

### Література

- 1 Пилипець М.І., Васильків В.В., Радик Д.Л. Багатоваріантні структури класифікації функціонально-конструктивних та технологічних особливостей виконання різнопрофільних гвинтових заготовок // Сільськогосподарські машини. Зб. наук. ст. ЛДТУ, Вип. 8. – Луцьк: - Ред.- вид. відділ ЛДТУ. –2001, с. 204-213.
- 2 Васильків В.В. Обґрунтування доцільності та перспективи використання деталей машин, одержаних на основі гвинтових заготовок // Наукові нотатки. Зб. наук. ст. ЛДТУ, Вип. 2. Луцьк: Ред.- вид. відділ ЛДТУ. – 2002, с. 30-38.
- 3 Драган А.П. Технологічне забезпечення виготовлення і відновлення гвинтових гофрованих заготовок. Вісник Харківського державного технічного університету сільськогосподарства. Випуск 21.-2003.-С. 408-412.
- 4 Деклараційний патент України №65124. Драган А.П. Пристрій для виготовлення гофрованих гвинтових заготовок. Бюл. №3, 2004.

**Роганов Л.Л., Корчак Е.С., Роганов М.Л.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПРИМЕНЕНИЕ ПРУЖИН В КАЧЕСТВЕ ДРОССЕЛЬНО-РЕГУЛИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СТАНКОВ**

*Application of springs in control – regulating hydraulic equipment for moving speed regulation of working parts of presses, tools and other machines which are set in motion by means of hydraulic cylinders by the use of discharge variation of hydraulic fluid as mineral oil, water and aqueous emulsion is considered in the article.*

### ***Введение***

Опыт эксплуатации прессов, станков и других машин с гидроприводом показывает, что чем выше качество регулирования кинематических параметров их исполнительных органов, тем более гибко и оперативно осуществляется управление машиной в целом, ее плавный разгон и торможение, снижение гидроударов во время переходных процессов. Вследствие этого повышается надежность и долговечность оборудования, а значит и точность проведения технологических процессов.

Использование в аппаратах управления машинами с гидроприводом пружин в качестве дроссельно-регулирующих органов имеет ряд преимуществ, таких как: значительная простота конструкции за счет использования унифицированных элементов – крученых пружин растяжения-сжатия, возможность изготовления устройства за относительно малый промежуток времени, его высокая ремонтпригодность, надежность, долговечность и легкость эксплуатации, возможность использования в гидравлических системах, работающих на разных видах рабочей жидкости.

### ***Анализ исследований и публикаций по проблеме***

Дроссельное регулирование с использованием пружин осуществляется двумя наиболее распространенными способами. В первом случае пружина выполняет роль дросселя, а во втором – регулятора.

Первый способ заключается в том, что дросселирующий канал образован установленной в корпусе винтовой пружиной, внутри которой помещен стержень [1, 2]. Через входное отверстие жидкость поступает в дросселирующий канал и по винтовому тракту, образованному пружиной, наружной поверхностью стержня и внутренней поверхностью корпуса проходит к выходному отверстию и далее в гидросистему. Гидравлическое сопротивление тракта изменяют путем сжатия или растяжения пружины посредством воздействия на нее управляющего усилия.

Недостатком этого способа для [1] является невозможность воздействия на характер течения и пульсаций расхода и давления рабочей среды. Для [2] - узкий диапазон регулирования расхода рабочей жидкости из-за ограниченных длины пружины и зазора между пружиной, корпусом и стержнем. Помимо этого при наличии пульсаций давления и неустановившемся характере потока на входе в дроссель, например на стадии запуска и останова машины или при гидроударе, пружина выполняет роль своеобразного амортизатора – витки пружины переходят в колебательный режим, расстояние между витками становится переменным по длине пружины, в первую очередь это относится к виткам, находящимся вблизи выходного отверстия. В результате этого процесс дросселирования имеет неуправляемый характер. В обоих этих случаях между пружиной, корпусом и стержнем наблюдается трение, которое оказывает значительное влияние на точность регулирования процесса дросселирования.

Второй способ дроссельного регулирования с использованием пружин представляет собой использование полых пружин, работающих по принципу трубки Бурдо [3], когда пружина является органом управления процессом дросселирования. В этом случае один конец полый пружины служит для подвода давления управления, а другой выполнен глухим и соединен с дросселирующим элементом. При подводе управляющего регулируемого давления вовнутрь полый пружины, последняя деформируется и стремится принять правильную форму. Вследствие этого глухой конец пружины совершает сложное перемещение в пространстве, перемещая (разворачивая) в нужном направлении дросселирующий элемент. В зависимости от величины давления, подводимого вовнутрь полый пружины, осуществляется регулирование течения рабочей среды сквозь дросселирующий элемент. Для этого способа характерны узкий диапазон регулирования расхода рабочей жидкости, зависящий от механических и геометрических характеристик и свойств пружины, как результат этого – низкая надежность, точность и ограниченность работы всего устройства системами низкого давления.

### ***Результаты исследований***

Оптимальным вариантом при использовании в аппаратах управления машинами с гидроприводом пружин в качестве дроссельно-регулирующих органов является совмещение дроссельных и регулирующих свойств пружин в одном устройстве, что позволяет устранить вышеизложенные недостатки. Одним из вариантов решения этой проблемы может быть то, что [4] дросселирующий и регулирующий элементы выполнены в виде крученых пружин растяжения – сжатия, а управление расходом рабочей жидкости

осуществляется за счет изменения зазора между их витками, которые могут быть выполнены из проволоки круглого, квадратного, прямоугольного, трапецеидального или сечения другого профиля. Перед установкой в дроссель витки сжимают до появления площадки текучести на поверхностях контакта между витками. При этом одна пружина создает постоянный перепад давления потока рабочей жидкости, а другая изменяет зазор между витками путем предварительной установки резьбового устройства установочного винта.

Дроссель с регулятором (рисунок) работает следующим образом.

Рабочая жидкость подводится к отверстию 3, проходит между витками пружины 5 к пружине 6. Пройдя сквозь витки последней, рабочая жидкость отводится из дросселя через отверстие 4. Давление рабочей жидкости в полости дросселя между пружинами 5 и 6 стремится закрыть проход потока через пружину 5. В случае полного перекрытия прохода жидкости через пружину 5, давление в полости перед пружиной 6 падает за счет протекания жидкости между ее витками. В результате этого пружина 5 разжимается, увеличивая поток жидкости между своими витками до тех пор, пока повысится давление перед пружиной 6 и усилие пружины 5 не начнет перемещать пружину 5 вниз, уменьшая тем самым проход между ее витками.

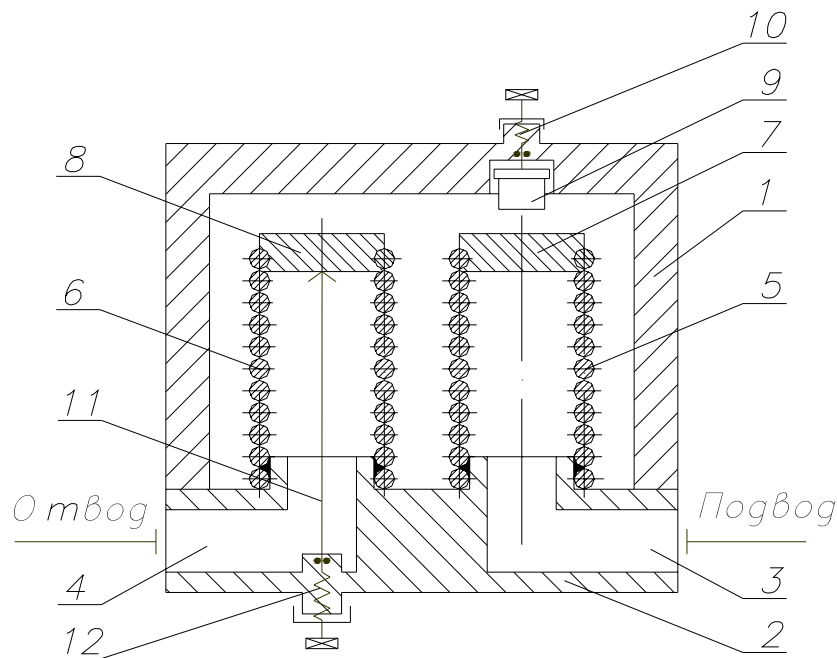


Рисунок 1 – Дроссель с регулятором

Таким образом, пружина 5 автоматически самоустанавливается, постоянно поддерживая небольшую разность давлений в полостях до и после пружины 6. Эта разность давлений зависит от характеристик пружины 5 и



настройки упора 9 и не зависит от величины давления в гидросистеме. Это обеспечивает стабильность расхода рабочей жидкости через дроссель с регулятором.

Роль дросселя выполняет пружина 6, роль регулятора – пружина 5. Регулирование расхода рабочей жидкости, а, значит, и скорости движения рабочих органов обеспечивается перемещением установочного винта 11, который изменяет величину раскрытия между витками пружины 6.

Количественные значения диапазона и точности регулирования, а также изменение характера течения рабочей среды зависят от конкретного исполнения устройства и могут быть установлены опытным путем.

Главным достоинством представленной конструкционной разработки является отсутствие каких-либо технических и технологических трудностей для ее изготовления известными приемами металлообработки.

### **Выводы**

1 В статье рассмотрено использование пружин в контрольно – регулирующей гидравлической аппаратуре для регулирования скорости перемещения рабочих органов прессов, станков и других машин, которые работают от гидроцилиндров, путем изменения расхода рабочей жидкости в виде минерального масла, воды и водной эмульсии.

2 Предложена конструкция дросселя с регулятором, обеспечивающая совмещение дроссельных и регулирующих свойств пружин в одном устройстве.

### **Литература**

1 Патент SU486181 СССР, МПК F16 K47/06. Дроссель/ Бондарь Ю.Ф., Салашенко О.Г. Уральский филиал Всесоюзного теплотехнического научно-исследовательского института. – Заявл. 10.08.72. Оpubл. 30.09.75, Бюл. №36.

2 Патент RU2105918 C1 России, МПК F16 K47/06. Регулируемый дроссель/ Голубев Г.А., Дюжев Г.С., Конаков Г.И., Маркина Е.В., Плохов Ю.А. Научно-производственное объединение энергетического машиностроения им. акад. В.П. Глушко (Россия). – Заявл. 29.04.1996. Оpubл. 27.02.1998.

3 Патент RU2168097 C2 России, МПК F16 K47/00. Регулируемый дроссель/ Голубев Г.А., Дюжев Г.С., Маркина Е.В., Плохов Ю.А., Страмнов Ю.С. Открытое акционерное общество «Научно-производственное объединение энергетического машиностроения им. акад. В.П. Глушко» (Россия). – Заявл. 10.12.1998. Оpubл. 27.05.2001.

4 Патент UA69053 А України, МПК F16 K47/02. Дросель з регулятором/ Роганов Л.Л., Корчак О.С. Донбаська державна машинобудівна академія (Україна). – Заявл. 04.11.2003. Оpubл. 16.08.2004, Бюл. №8, 2004.

УДК 621.9.022

**Рогов В.А., Соловьев В.В., Гузенко В.С., Белицкая О.Я.**  
РУДН, г. Москва, Россия, ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИЗГОТОВЛЕНИЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПРЕЦИЗИОННЫХ УЗЛОВ СТАНКОВ С ЗАЩИТНЫМ ПОКРЫТИЕМ**

*Designed structures sinter grants synthetic granite with high physical-mechanical performances, that allows to use them as a constructional material for manufacture of responsible details of a machine industry and reduces in a diminution of factor dynamic and magnification of logarithmic decrement of oscillations.*

### **Введение**

Поскольку состояние современного литейного производства не позволяет поставлять чугунные отливки конструкционных элементов металлорежущих станков требуемого качества, то станкостроительные заводы вынуждены использовать при изготовлении станин станков альтернативные материалы [1]. Для изготовления элементов станков, обладающих особо высокой точностью и работающих в области высокочастотных колебаний (расточные, шлифовальные станки, станки для физико-химических методов обработки и др.), целесообразно использовать синтегран, который на данном этапе развития станкостроения является безальтернативным материалом. В настоящее время синтегран используется для изготовления инструмента, специальной оснастки, ответственных деталей измерительных комплексов, высокоточных и специальных станков (точность обработки которых составляет 0,001 мкм). Слово «синтегран» означает синтетический гранит.

Синтегран состоит из полимерного связующего и высокопрочных минеральных наполнителей и заполнителей.

Полимерное связующее состоит из смолы и отвердителя. От вида связующего, его содержания в композиционном материале зависят его свойства и физико-механические характеристики.

Наполнители - это мелкодисперсные порошки с размером частиц менее 100 мкм и имеющие удельную поверхность порядка 1000 см<sup>2</sup>/г. Количество наполнителя в синтегране определяют опытным путем. При изготовлении синтеграна в качестве наполнителя используют кислотоустойчивый порошок марки ПК-1, который представляет собой помол переплава габбро-диабазы и пироксенового порфита с удельной поверхностью 2300-2500 см<sup>2</sup>/г.

Заполнители - это различные фракции минерального вещества (щебня) с размерами зерен 6,3...20 мм. От вида, количества и размера фракций наполнителя зависят прочностные свойства материала. При изготовлении синтеграна используют щебень габбро-диабазы.

Поводом для разработки синтеграна послужило то, что многие конструкции высокоточных станков, оснастки и инструмента, выполненные из металла, не соответствуют предъявляемым требованиям, а изготовление их из натурального камня, например гранита, весьма трудоемко и экономиче-

ски невыгодно. Существуют конструкции, которые из натурального минерала выполнить технически невозможно.

Замена чугунных изделий на синтеграновые позволяет значительно повысить точность изготавливаемых станков, измерительных комплексов и отдельных узлов и деталей, а также снизить трудовые и материальные затраты.

При производстве высокоточного оборудования в таких странах как Германия, США, Франция, Швейцария, Англия, Япония целенаправленно используются материалы, аналогичные синтеграну.

Такие фирмы как “Тойда машин тулз”, “Ниппон электрик” (Япония), “Штудер”, “Позалюкс” (Швейцария), “Цинцинати Милакрон”, “Джендис Фликслай”, “Менон” (США), “ЭМАГ”, “Эльб-Шлиф”, “SKF” (Германия) серийно выпускают станки, измерительные комплексы приспособления и оснастку с элементами, выполненными из композиционных материалов.

### ***Основная часть***

По сравнению с чугуном, который традиционно применяется при изготовлении несущих элементов станков, синтегран имеет ряд преимуществ:

- более высокие демпфирующие способности;
- высокая тепловая стабильность и нечувствительность к кратковременному перепаду температур;
- высокая временная стабильность геометрических размеров из-за малых внутренних напряжений;
- высокая стойкость к действию агрессивных сред;
- малая усадка, позволяющая изготавливать детали без последующей механической обработки;
- высокий коэффициент использования материала;
- простота и малые габариты используемого оборудования, высокая производительность при малых энергозатратах;
- возможность полной автоматизации технологического процесса изготовления.

Корпусные изделия из композиционных материалов получают путем свободной отливки в деревянные или металлические формы. После отверждения отливку подвергают чистовой обработке, которая заключается в шлифовании алмазными кругами наиболее ответственных поверхностей и снятии фасок. В процессе шлифования вскрываются дефекты отливки – обычно это полости, образованные микропузырьками воздуха. Такие поверхности необходимо шпаклевать или покрывать защитным слоем.

При использовании керамических станин и станин из модифицированного бетона в ряде случаев их наружную рабочую поверхность также необходимо покрывать защитным слоем, особенно в тех случаях, когда недопустима диффузия рабочих жидкостей. Многие виды керамик являются пористыми и хорошо впитывают различные жидкости, эмульсии и пары из воздуха.

В настоящее время разработаны специальные дисперсные системы, обладающие свойствами твердых тел (способность сохранять форму, упругость, прочность); специальные декоративные защитные составы, предна-

значенные для повышения эстетических характеристик изделий и покрытия, обладающие заданными свойствами (токопроводные, диэлектрические, магнитные, антифрикционные и т.д.).

Такие составы могут быть нанесены на рабочие поверхности литейной формы перед основной отливкой изделия или непосредственно на готовое изделие в виде тонкого защитного слоя.

Для изготовления станин используют в качестве формовочной смеси, например состав следующего содержания: связующее - эпоксидная смола ЭД-22 – 100 весовых частей; активный разбавитель УП-624 – 15 в.ч.; отвердитель УП-633М – 27 в.ч.; на долю связующего приходится 9...11 масс.%; наполнитель – фракции меньше 0,315 мм – 20...30 масс.%, фракции 0,63...1,25 мм – 10...15 масс. %, фракции 3,0...5,0 мм – остальное.

В зависимости от коэффициента технологичности  $K_m$  синтеграны можно разбить на 5 групп: сверхжесткие,  $K_m = 1,1...1,2$ ; жесткие,  $K_m = 1,25...1,45$ ; нормальные,  $K_m = 1,5...1,7$ ; пластичные,  $K_m = 1,75...1,9$ ; сверхпластичные,  $K_m = 2,0...2,1$ .

Сверхжесткие и жесткие смеси в своем составе имеют очень малое количество связующего и их формование затруднено из-за необходимости создания избыточного давления. Такие смеси не используются для изготовления ответственных деталей.

Сверхпластичные смеси, наоборот имеют большое количество связующего, вследствие чего они не обладают оптимальными физико-механическими характеристиками и используются, в основном при изготовлении второстепенных изделий.

Для изготовления ответственных деталей оснастки и инструмента используются нормальные и пластичные смеси с содержанием связующего 6...10% и 7,5...13% соответственно.

Для создания специального покрытия готовят многокомпонентный состав в двух отдельных емкостях на основе, например полиэфирной смолы ПН-1. Состав первой емкости: смола ПМ-1 – 100 весовых частей; аэросил – 2...2,4 в.ч; стирол - 2...10 в.ч., отвердитель ПМЭК – 2,5 в.ч. Состав второй емкости отличается тем, что вместо отвердителя ПМЭК используют ускоритель НК-2 в той же весовой части. Поскольку данный состав при смешивании очень быстро вступает в процесс полимеризации, то его смешивание происходит непосредственно перед употреблением.

Рабочие поверхности собранной литейной формы предварительно покрывают разделительным составом, в качестве которого можно использовать силиконовую мастику, подсушивают и тщательно полируют.

Если станина снабжается металлическими направляющими или другими закладными элементами, то они устанавливаются в литейную форму, базируются и фиксируются. После этого осуществляют смешивание компонентов защитного покрытия и сжатым воздухом через форсунку равномерно распыляют на рабочие поверхности литейной формы. Форму выдерживают при температуре 20°С в течение 20...30 минут для полимеризации. В результате в литейной форме образуется тонкий защитный слой (0,5...3 мм), являющийся формообразующей матрицей для отливки основного изделия. Затем осуществляют отливку самого изделия, например ста-

нины. Выдержка формы до полимеризации изделия в зависимости от применяемого связующего составляет 1...6 часов.

После извлечения из формы изделие покрыто тонким защитным слоем и не требует дальнейшей обработки.

Для придания защитным покрытиям специальных свойств, например электропроводности, в них вводят специальные микропорошки (графитовые, металлические), а для придания эстетических свойств – декоративные красители на основе различных микропорошков-пигментов (окись железа, двуокись титана, окись хрома, порошки алюминия, цинка, бронзы и т.д.).

Общий вид структуры технологического процесса отливки изделий из композиционного материала с защитным покрытием представлен на схеме.

### **Выводы**

Расчеты и эксперименты показывают, что при замене металла на синтегран для сохранения температурного состояния изделия площадь его поверхности должна быть увеличена на 15...20%.

Установлено, что синтегран обладает высокой тепловой и временной стабильностью, что позволяет за счет соответствующей ориентации отдельных закладных элементов конструкции в процессе отливки базовой детали обеспечивать требуемую точность изделия без последующей механической обработки.

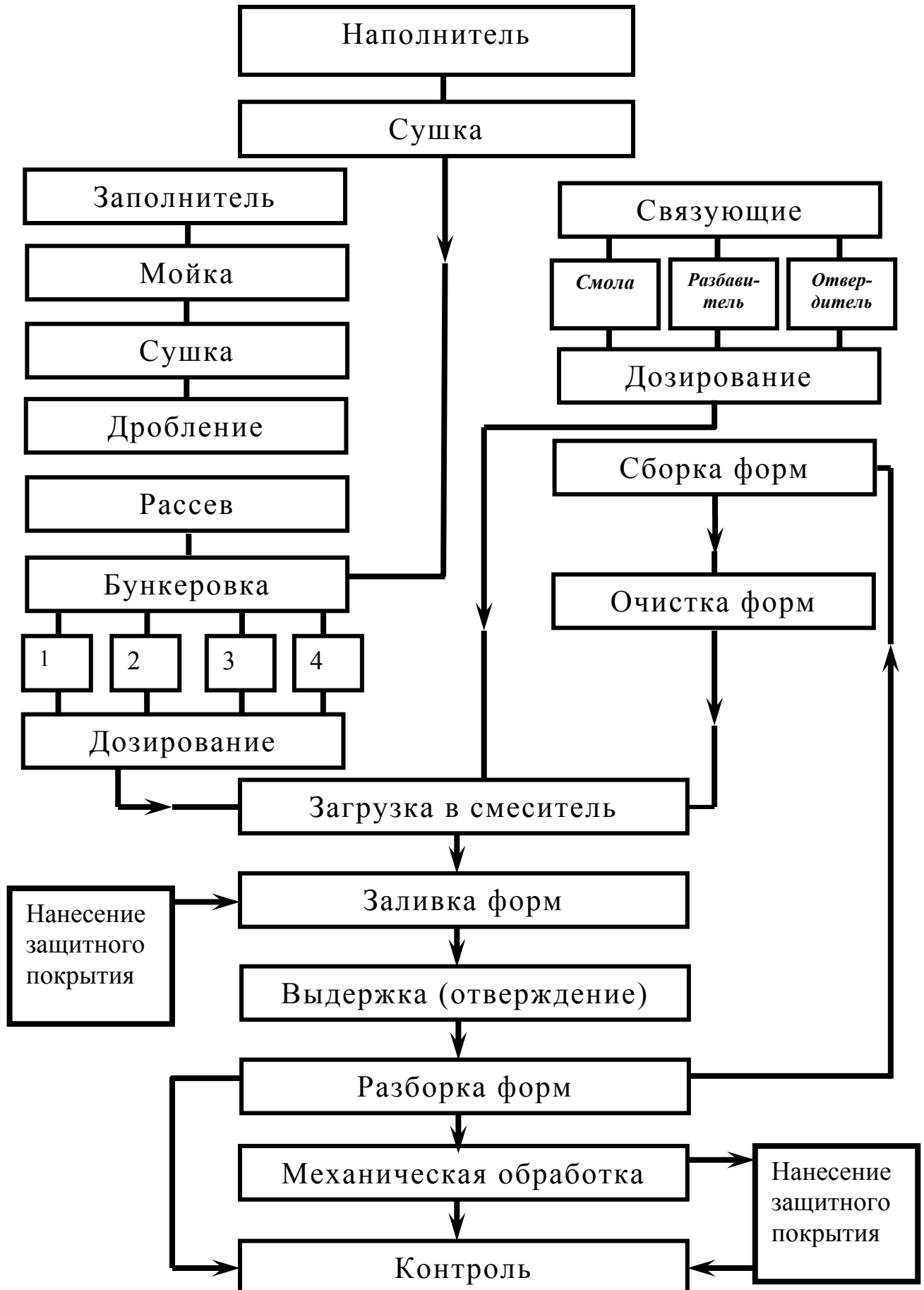
Разработана математическая модель прогнозирования динамических характеристик комбинированных изделий по физическим моделям, имеющим статическое нагружение, с использованием методов фотомеханики. Методика позволяет за счет подбора фотоупругих материалов и комбинирования размеров элементов моделей имитировать различные конструкционные материалы. Исследование моделей подтверждает высокие демпфирующие характеристики комбинированных изделий, выполненных с использованием синтеграна.

Разработаны технологический процесс, необходимое оборудование и оснастка для изготовления различных изделий станко-машиностроения, частично или полностью выполненных из синтеграна.

### **Литература**

1. Рогов В.А. Разработка изделий из синтеграна для машиностроения.: М, Гео-техника, 2001 г., 228 с.
2. Рогов В.А., Соловьев В.В. Факторы, влияющие на точность изготовления узлов коробок скоростей станка из стали и полимербетона.// Технология, оборудование, организация и экономика машиностроительного производства. М., ВНИИТЭМР, № 2, 1986 г., С. 10-14.
3. Рогов В.А., Кудинов В.А., Барт В.Е. Технология изготовления сборочных единиц для металлорежущих станков с использованием полимербетона.// Технология, оборудование, организация и экономика машиностроительного производства. М: ВНИИТЭМР, № 3, 1988 г. С. 10-12.
4. Гузенко В.С., Коткин Г.Г., Миранцов С.Л. Общие вопросы методики исследования колебаний элементов металлорежущего станка //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наукових праць. Вип. 8. – Краматорськ: ДДМА, 1999. С. 100-110.

Схема техпроцесса отливки изделия с покрытием



УДК 621.9

**Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Гаков С.А.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **АДАПТИВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ПАРАМЕТРАМИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ СЛОЖНОПРОФИЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ НА КОПИРОВАЛЬНОМ СТАНКЕ**

*In given article is considered this problems on example of the modernizations milling-copying tool for processing the complex surfaces of the type - a stamp and dies.*

### ***Введение***

Для современного машиностроительного производства характерно значительное увеличение диапазона и усложнение используемых форм рабочих поверхностей деталей с одновременным повышением требований к точности их обработки.

Формообразующая обработка сложных поверхностей деталей характерна высокой трудоемкостью и большой долей ручных доводочных операций. Особенности формы и геометрической структуры сложных поверхностей обуславливают специфику технологии обработки ограниченных ими деталей. Многокоординатная обработка деталей характерна ярко выраженной нестационарностью большинства ее параметров: параметров удаляемого припуска и сечений срезаемых стружек, текущих значений геометрических параметров режущих кромок инструмента, допустимыми в текущий момент времени критическими значениями скорости резания, подачи и др.; что оказывает существенное влияние на выбор технологии обработки, инструмента для ее реализации, на параметры кинематики формообразования.

Формообразование отражает геометрическую сторону процесса обработки детали. Исследования в этом направлении проводили Г.И. Грановским [1], С.И. Лашневым [2], П.Р. Родин [3, 4]. Формообразованием сложных поверхностей при многокоординатной обработке на станках занимался С.П. Радзевич [5].

Сложные поверхности деталей обрабатываются методом построчного огибания на металлорежущих станках, имеющих от 3...4 до 5...6 и более одновременно управляемых от системы ЧПУ координат.

Современные многокоординатные станки с ЧПУ – дорогостоящи, и зачастую «не по карману» многим машиностроительным предприятиям Украины. К тому же, в основном, станки с ЧПУ реализует управление по

геометрическим параметрам и не обеспечивает адаптивного управления обработкой при изменении внешних факторов. Выходом из этой проблемы может служить модернизация и доработка существующего оборудования, а также создание совершенно нового станочного оборудования для многокоординатной сложнопрофильной обработки на основе адаптивного управления процессом формообразования, что существенно может расширить номенклатуру выпускаемых изделий и увеличить точность обработки.

В данной статье рассмотрена эта проблемы на примере модернизации фрезерно-копировальных станков для обработки сложных поверхностей типа – штампов и пресс-форм.

### Основная часть

Системы управления процессом копирования подразделяют на системы прямого и непрямого действия.

При прямом действии (рисунок 1, а) контакт копировального пальца и копира обеспечивается весом груза, силой гидравлического давления или силой сжатия пружины.

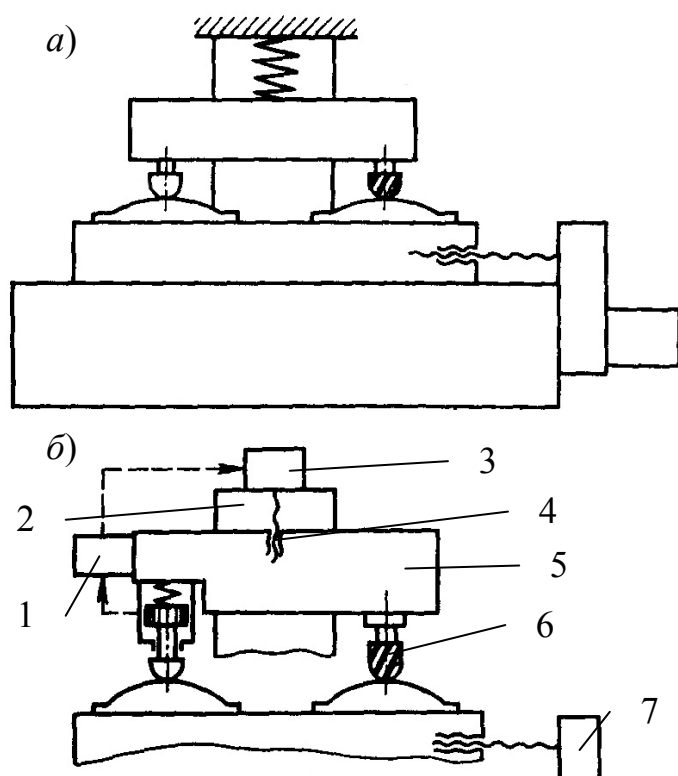


Рисунок 1 – Схемы копирования  
а) прямого действия; б) непрямого действия

В системе управления процессом копирования, непрямого действия – копировальный палец находится в соприкосновении с копиром не под действием сил резания или реакций от них, а воспринимает силы, обеспечивающие постоянный контакт между ним и копиром. Под влиянием изменения формы копира стержень, с которым связан палец, имеет малые линейные или угловые перемещения, однако достаточные, чтобы создать команду для других перемещений, что дает возможность пальцу обходить контуры копира, а режущему инструменту образовывать контуры на заготовке (рис. 1, а).

Незначительное движение пальца как элементарную команду управления



можно увеличить, используя один из физических принципов: электронику, гидравлику, пневматику и др. (рис. 1, б). Это усиление происходит в аппарате 1 и затем команда передается двигателю редуктора 3, который через ходовой винт 4 перемещает по стойке 2 бабку 5 в вертикальном направлении. Фреза 6 обрабатывает заготовку. В более сложных системах аппарат дает в зависимости от формы пропорциональные сигналы двигателям редукторов 3 и 7, что вызывает связанное перемещение стола и бабки. Следовательно, в системах непрямого действия существуют промежуточные устройства между пальцем или, точнее, копировально-измерительным устройством и режущим инструментом, соединенным с исполнительным устройством.

На рисунке 2 представлена общая структурная схема систем непрямого действия для любой системы копирования, которая состоит из: задающего ЗУ, копировально-измерительного КИУ, усилительного УУ, распределительного РУ и исполнительного ИУ. Задающие устройства в копировальных станках непрямого действия применяют в виде копиров (объемных, плоских). Копировально-измерительные устройства представляют собой копировальные приборы, принцип действия которых зависит от физического принципа, положенного в основу слежения. Любое перемещение ЗУ рассогласовывает положение КИУ. Измеряя координаты предыдущего и последующего положений ЗУ, КИУ передает разницу в показаниях в виде маломощного сигнала в УУ. Получив усиленный сигнал от УУ, эта команда начинает повторяться ИУ в виде перемещения режущего инструмента по заготовке обрабатываемой детали. При помощи системы обратной связи сигнал о перемещении ИУ передается обратно на КИУ.

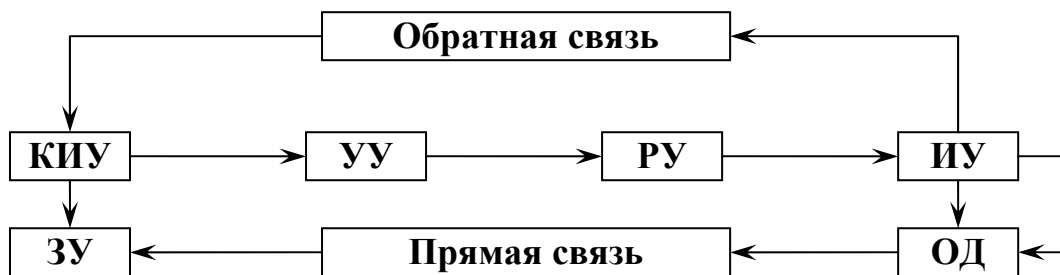


Рисунок 2 – Структурная схема систем непрямого действия

Основной проблемой при обработке по копиру на станках фрезерно-копировальной группы является погрешность воспроизведения, нечувствительность и неустойчивость привода копировально-фрезерного станка. Также к недостаткам можно отнести невысокая скорость копирования и низкая точность обработки, что вызвано временем срабатывания электроконтактных датчиков с последующей командой на исполнительные органы (приводы).

Для обработки сложнопрофильной поверхности по копиру требуется

внести существенные обработки в копировальную систему станка, это возможно достичь применением многокоординатных приводов. При этом управление процессом обработки должно быть адаптивным.

Многокоординатная обработка поверхностей характерна тем, что движение инструмента вдоль строки формообразования является непрерывным следящим движением, а движение подачи инструмента на очередную строку формообразования – дискретным следящим движением. Взаимоогибание двух поверхностей возможно при линейном или точечном их касании. При этом под взаимоогибанием понимается возможность получения касания в любой точке каждой из двух поверхностей детали и инструмента без нарушения условий формообразования (рисунок 3).

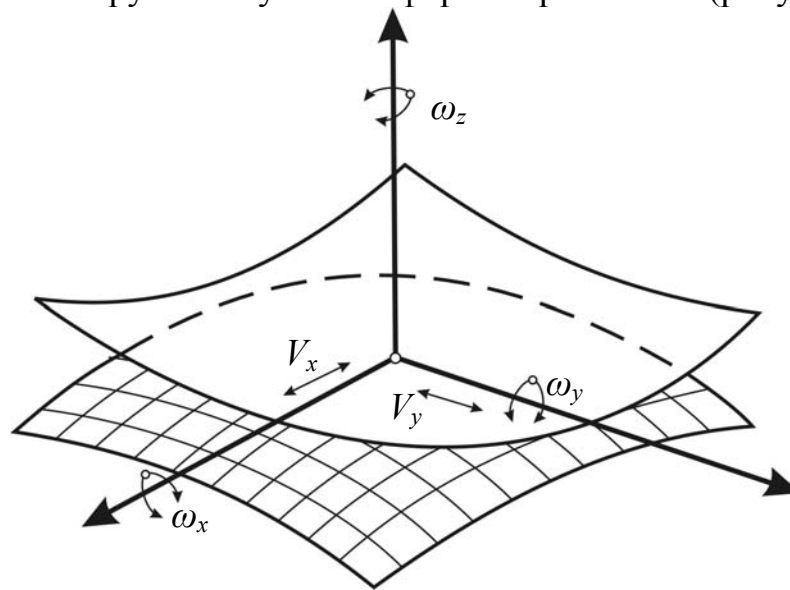


Рисунок 3 – Общая принципиальная кинематическая схема многокоординатного формообразования поверхностей при механической обработке деталей

Существует несколько методов непрерывной копировально-фрезерной обработки пространственно-сложной детали.

1 Фрезерование односторонними строчками (рис. 4) характеризуется резанием в одном направлении с последующим быстрым холостым-возвратом режущего инструмента и выполнением периодической подачи. Перед подходом режущего инструмента к копиру продольная подача относительно оси инструмента замедляется, поперечное перемещение вдоль станины начинается после касания копировальным пальцем копира. На участке 1-2 (рис. 4, б) быстрая подача вперед; на участке 2-3 замедленная до соприкосновения пальца с копиром; на участке 3-4 процесс резания по профилю копира; на участке 4-5 быстрая подача назад и в точке 5 начинается возвратное перемещение к точке 6, но вначале благодаря включению периодической подачи на участке 5-6 происходит результирующее сложение двух подач (показано пунктиром). Расстояние 4-10 равно пути с периодической подачи. Из рисунка 3, а и б следует, что при обработке выпуклой и вогнутой поверхности процессы повторяются.

2 Обработка замкнутого или незамкнутого контура (двухмерное копирование): полуавтоматический обход контура, когда одна подача осуществляется вручную, а другая – автоматически (рис. 5, в, г):

- автоматический обход контура, когда обе подачи осуществляются автоматически и длина фрезы больше, чем глубина обрабатываемой поверхности;
- автоматический обход контура, причем полная глубина контура обрабатывается при дополнительном продольном перемещении фрезы (рис. 5, а, б) [8].

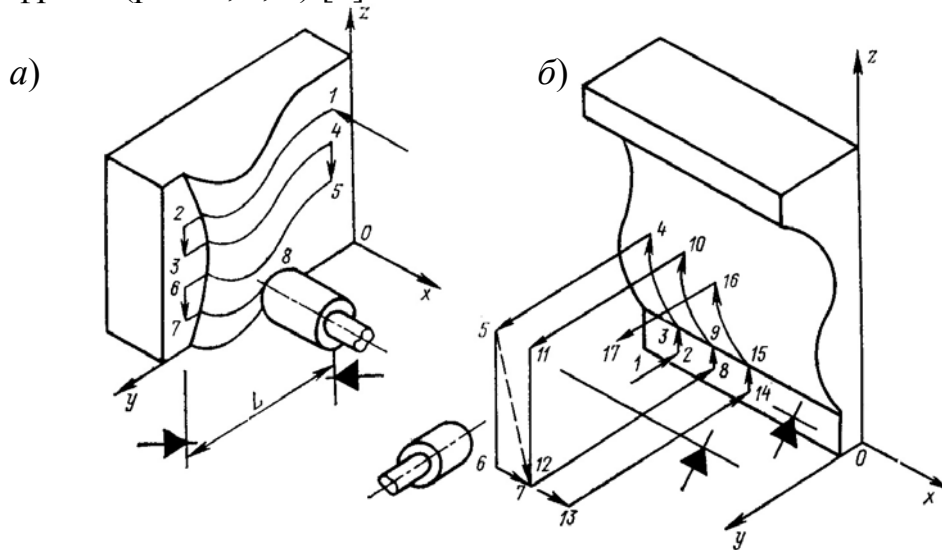


Рисунок 4 – Процессы обработки трехмерных поверхностей

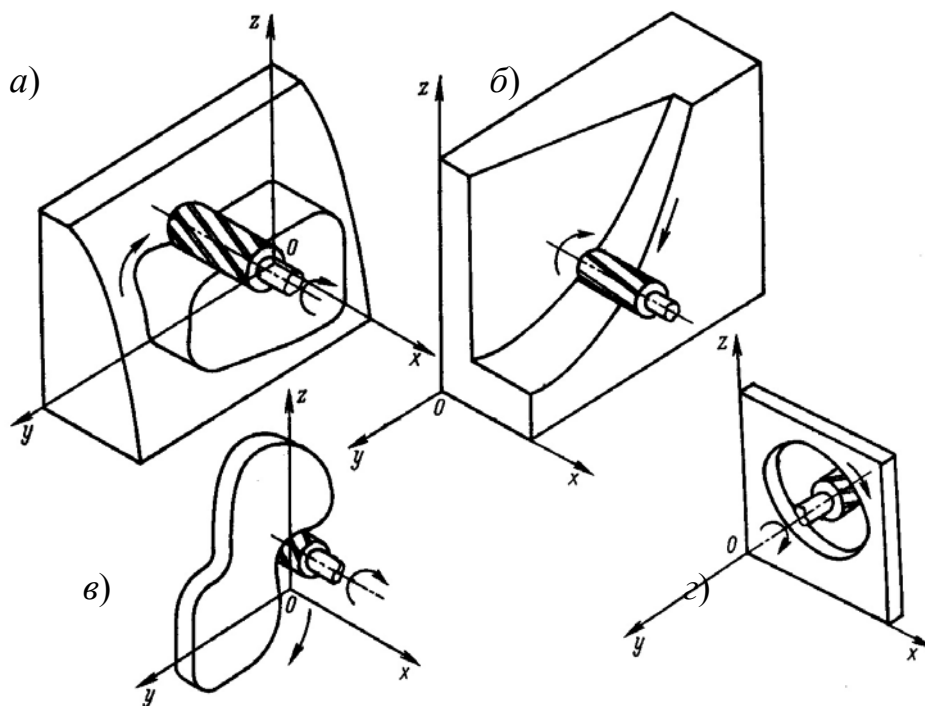


Рисунок 5 – Процессы обработки трехмерных и двухмерных поверхностей

3 Обработка трехмерной фигуры может вестись по одному, двум, трем, четырем и более копирам. Станки для работы с более чем одним копиром получают все меньшее распространение, в связи с сложности кинематики и большими затратами при переналадке.

При изучении условий обработки пространственно-сложных деталей можно определить движения совершаемые как деталью так и инструментом. За основу в предлагаемой конструкции копировально-фрезерного станка мы приняли следующие движения: продольное перемещение стола (для построчной обработки поверхности в соответствии со схемой приведенной на рис. 4, а), поворот стола, вертикальная подача инструмента (в соответствии с перемещением копира), вращение инструмента.

На рисунке 6 показана схема станка, обеспечивающая четыре перемещения: по осям X, Y, Z, вокруг оси B, частоту вращения  $n$  шпинделя. На столе закреплена деталь 1 бабка со шпинделем 2 и фрезой 3 производят обработку, задаваемую по трехмерному копиру. Кроме обхода фрезой в режиме строчек, необходимы дополнительные вводные, такие как установочные перемещения, контроль перемещений от геометрических баз, а также установка оси фрезы нормально к обрабатываемой поверхности как единственно возможное решение перемещения фасонной фрезы.

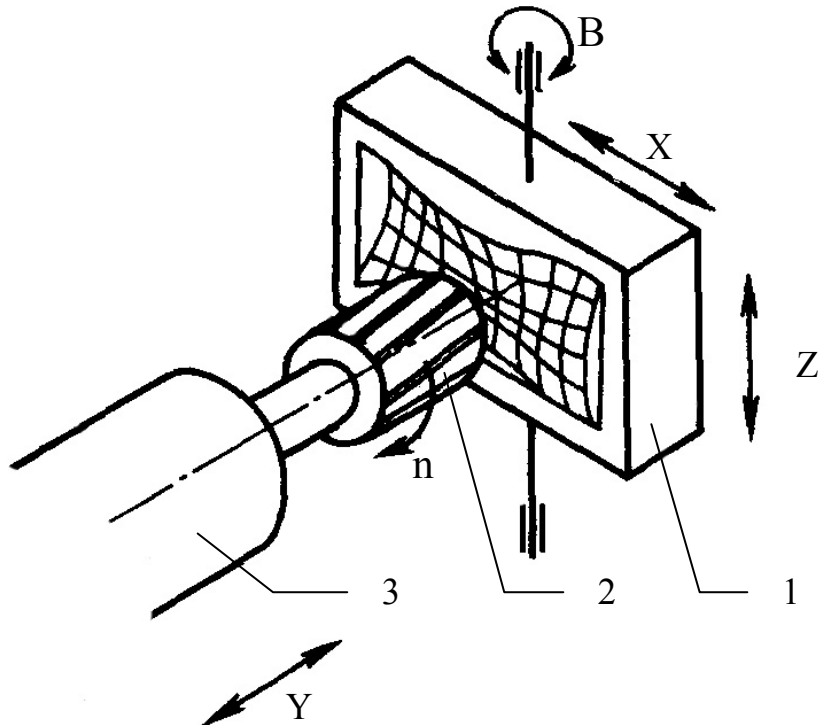


Рисунок 6 – Схема копировально-фрезерного станка, обеспечивающая четыре перемещения

Другая группа вводных связана с обеспечением установленного режима резания, включения и регулирования подачи определенного количества смазочно-охлаждающей жидкости, или выбором количества подаваемой жидкости в зависимости от показаний термостатов. К этой же группе вводных относится изменение режима резания из-за непредвиденных обстоятельств: большие припуски в заготовках обрабатываемых деталей, нестабильная твердость материала, затупление режущих лезвий фрезы. Существует третья группа вводных, обеспечивающих достижение требуемой жесткости и напряженности наиболее слабых мест узлов; это прежде всего снижение деформаций, гашение вибраций, снижение уровней шума и показание напряженности узлов. На рисунке 7 показана структурная схема с программной корректировкой для перемещений по 4 осям.

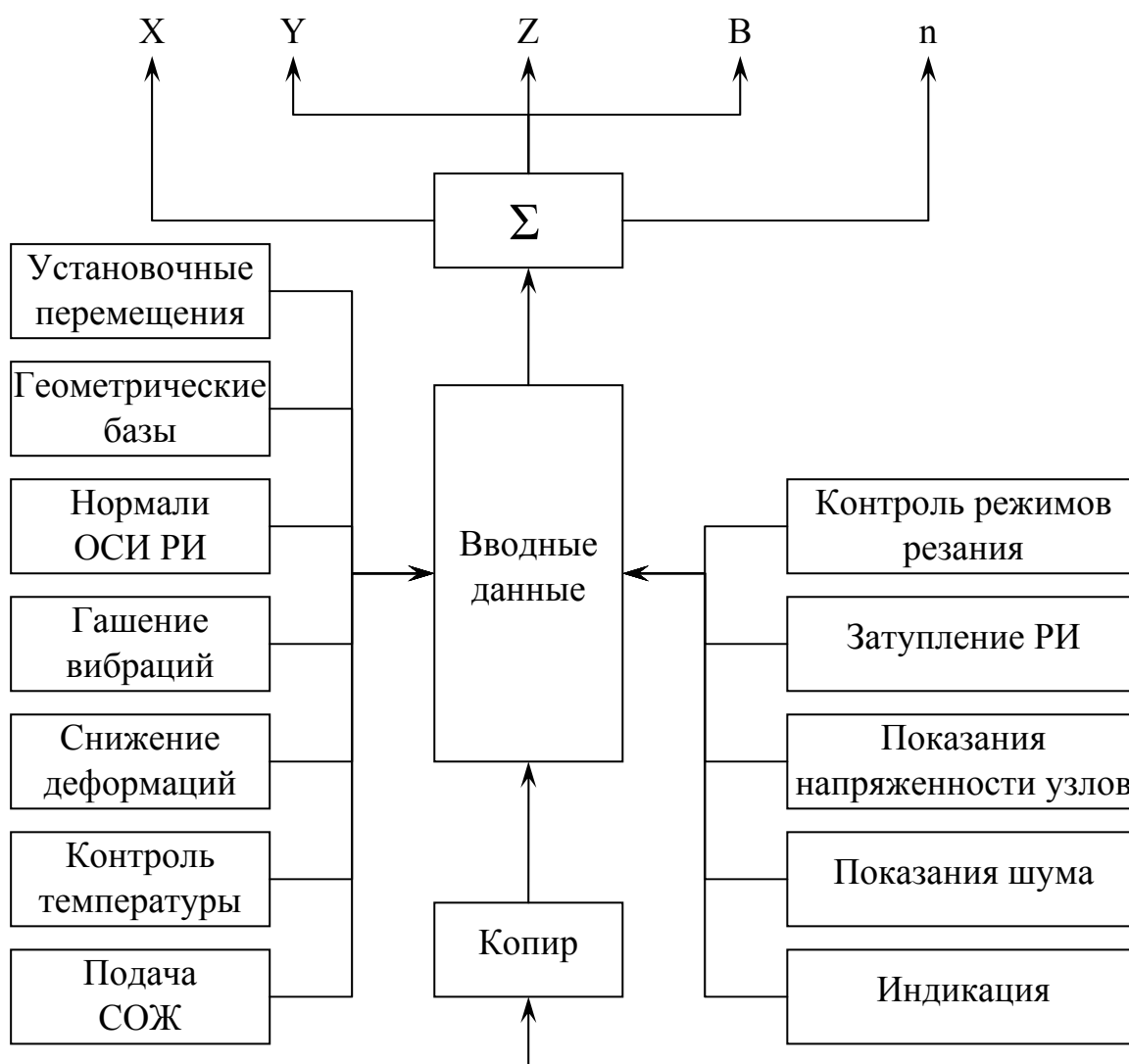


Рисунок 7 – Структурная схема станка для перемещений по четырем осям

Для проектируемого станка поставлена задача повышения производительности обработки и расширения его технологических возможностей за счет высокого быстродействия повода перемещения инструмента, высокой точности отслеживания и управления углом копируемой поверхности.

Поставленная задача решалась тем, что на штоке цилиндра были жестко закреплены инструмент и копировальный датчик, взаимодействующий с копиром, установленным на столе, а привод стола перемещения выполнили в виде линейного двигателя постоянного тока с двумя обмотками, одна из которых электрично соединенная с двухконтактным реле, которое получает сигнал от копировального датчика. Также было введено автоматическое управление синхронным поворотом стола изделия и стола копира в зависимости от предельных углов копируемой поверхностей. Для обеспечения возможности обработки копировальных поверхностей, расположенных под углом, недоступных для копирования, стол изделия и стол копира были выполнены в виде самостоятельных узлов, которые синхронно возвращаются относительно оси инструмента и оси копировального двигателя, причем привод поворота стола электрично связанный с контактным датчиком, установленным на ножке копировального датчика.

### ***Описание работы копировально-фрезерного станка***

На рисунке 8 приведена структурная схема станка для копировальной обработки, а на рисунке 9 показан копировальный датчик с установленным на нем контактным датчиком.

Станок состоит из основы 1, предельного стола 2, поперечного стола 3, стойки 4, шпиндельной бабки 5, поворотного стола изделия 6, поворотного стола копира 7, привода перемещения инструмента, состоящего из дифференциального цилиндра 8, на штоке которого 9 закрепленная фреза 10 и копировальный датчик 11, электрично связан с двоконтактным реле 12 выключения обмотки 13 якоря 14 линейного двигателя 15, якорь 14 имеет две встречно включенных обмотки 13 и 16, причем обмотка 13 – большей мощности, чем обмотка 16. Обмоток якоря может быть больше двух, это дает возможность подключать к управляющему двигателю дополнительные обратные связи от датчиков измеряющие параметры обработки и интегрировать отклик системы на внешние факторы. Якорь 14 связан с мездозой 17, которая гидравлично соединенная с гидродатчиком 18, который включает золотник 19. Питания повода осуществляется от насоса 20 через редуцирующий клапан 21 и предупредительный клапан 22. Поворотные столы 6 и 7 связаны между собою и двигателем поворота столов 23 через червячные передачи 24. На

ножке 25, выполненной из диэлектрического материала, смонтированный контактный датчик 26, что состоит из контактных элементов 27 и 28, электрично соединенных через выключатели 29 с двигателем поворота столов 23. Продольный и поперечный столы 2 и 3 приводятся в движение от поводов 30 и 31.

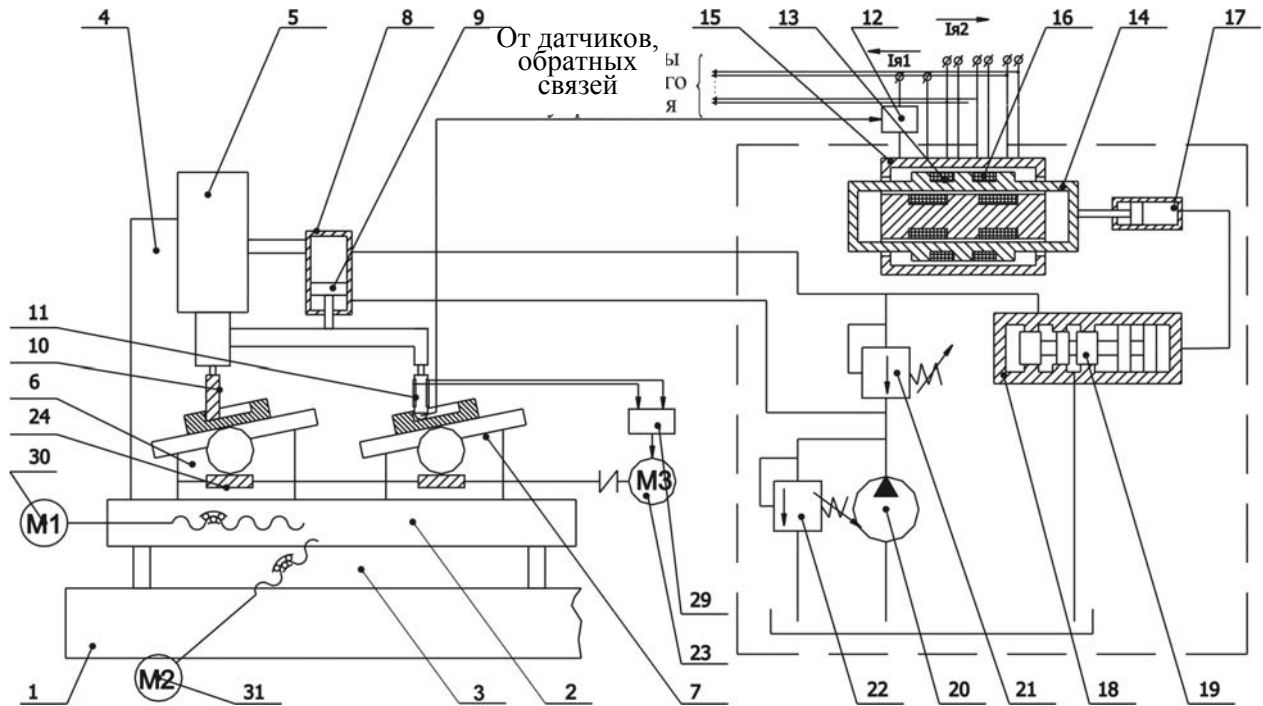


Рисунок 8 – Структурная схема станка для копировальной обработки

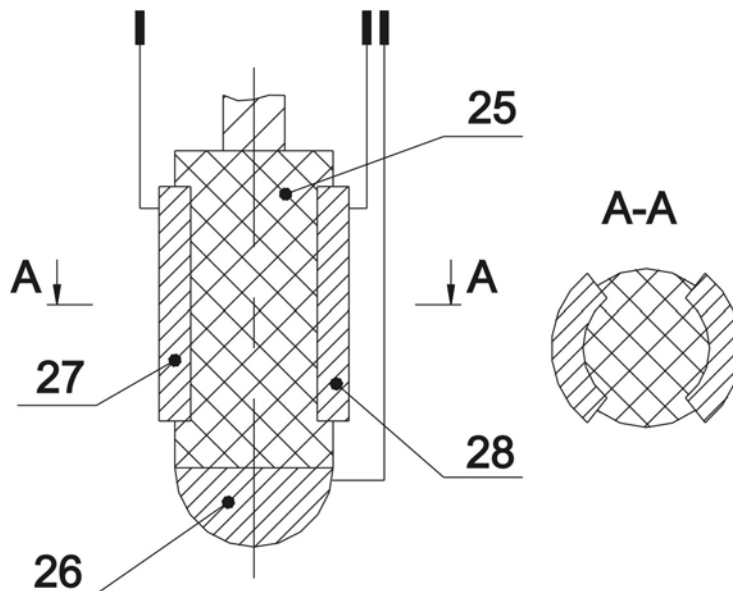


Рисунок 9 – Копировальный датчик

Обработка на станке производится в следующей последовательности. На поворотный стол изделия 6 устанавливается обрабатываемая деталь, а

на поворотный стол копира устанавливается копир (модель изделия), деталь и копир базируются относительно центра поворота и закрепляются. В исходную точку в наладочном режиме подводится инструмент (фреза) и копировальный датчик 11, который касается копира. Включается привод 25 перемещения продольного стола 2. При перемещении копира относительно копировального датчика происходит или замыкание контакта датчик-копир, или этот контакт сохраняется.

Если контакт замыкается, то поступает команда на двухконтактное реле 12, которое выключает другую обмотку 13 линейного двигателя 15, при этом якорь 14 линейного двигателя перемещается вправо под действием первой, постоянно включенной обмотки 16, влияя на мездозу 17, которая перемещает золотник 19 гидродатчика 18 по левую сторону при этом давление в штоковом и безштоковом пространстве дифференциального цилиндра 8 выравниваются и шток цилиндра с закрепленными на нем инструментом и копировальным датчиком опускаются вниз к контакту копировального датчика 10 с копиром 7. Если контакт замкнут то двухконтактное реле 12 включает другую обмотку 13, которая отводит якорь 14 линейного двигателя 15 по левую сторону, так как давление в канале между мездозой 17 и гидродатчиком 18 уменьшается и золотник гидродатчика под действием пружины перемещается по правую сторону, обеспечивая слив за редукционным клапаном 21, при этом давление в безштоковом пространстве дифференциального цилиндра 8 становится меньше чем в штоковом пространстве и шток цилиндра поднимается вверх, и т.д. Применение более двух якорных обмоток линейного двигателя дает возможность учитывать не только геометрию, но и такие факторы как: температурные и упругие деформации, вибрации и др., осуществлять контроль режимов резания.

Таким образом, обеспечивается отслеживание копировальным датчиком 11 копира 7, а инструмент обрабатывает поверхность детали, эквидистантную поверхности копира-модели. После обработки ряда продольной подачи, включается привод 31 перемещения поперечного стола 3, который перемещает поперечный стол 3 на заданный шаг, потом цикл повторяется к полной обработке изделия.

В случае если угол копирования превосходит возможности привод (угол близкий до  $90^\circ$ ), то происходит замыкания контактных элементов 27 или 28 контактного датчика 26, с копиром, и с подачей команды на переключатель 29 и в зависимости - от какого контакта поступил сигнал включается двигатель поворота стола 23 в ту или другую сторону при этом через червячные передачи 24 возвращаются столы 6 и 7, обеспечивая замыкание контактных элементов 27 (28) с копиром 7. Таким образом, обеспечивается автоматическое наблюдение за предельным углом



копирования, которое разрешает копировать любые сложнопрофильной поверхности.

### **Выводы**

1 Предлагаемая система может быть использована для обработки сложнопрофильных изделий, как на специальных станках, так и на станках фрезерно-сверлильной-разточной группы после соответствующей их модернизации. За счет повышения быстродействия привода перемещения инструмента, и автоматического управления углом копирования возможно значительное увеличение производительности обработки в сравнении с существующими аналогами.

2 Система обеспечивает возможность адаптивного управления процессом обработки по сигналам от датчиков, фиксирующих внешних воздействий, с интегрированием информации от комплекса обратных связей на приводах формообразующих движений.

3 В дальнейшем развитие описанных систем должно идти в направлениях:

- увеличение количества учитываемых внешних факторов, для корректировки начальной управляющей информации
- применение безконтактных датчиков – емкостных, индуктивных, оптических и др.
- создание структурных, функциональных, динамических моделей систем с широким охватом обратными связями для оптимизации параметров.

### **Литература**

- 1 Грановский Г.И. Кинематика резания. М.: Машгиз, 1954. 126с.
- 2 Лашнев С.И., Юликов М.И. Проектирование режущей части инструмента с применением ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1980 – 208с., ил.
- 3 Родин П.Р. и др. Обработка фасонных поверхностей на станках с числовым программным управлением / П.Р. Родин, Г.А. Линкин, В.Н. Татаренко. – К. Техника, 1976. – 200 с.
- 4 Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием. – К: Вища шк., 1977. – 192с.
- 5 Формообразование сложных поверхностей на станках с ЧПУ / С.П. Радзевич – К.: Вища шк., 1991. – 192 с.
- 6 Авторское свидетельство СССР № 1553341 У24В 13/00 04.01.88
- 7 Патент Украины №62204 А 15.12.2003. Бил. №12 Ковалев В.Д, Бабин О.Ф., Гаков С.А.
- 8 Дружинский И.А. Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение: Справочник. – Л.: Машиностроение, Ленингр. Отд-ние, 1985. – 263 с., ил.

## РАЗДЕЛ 4 Технология машиностроения

УДК 621.9

**Ковалевский С.В., Решетняк А.С.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

### **ВЕРОЯТНОСТНАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ С УЧЕТОМ СПОСОБА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ**

*It is presented probabilistic model of formation to inaccuracy depending on method of processing and way of forming the surfaces of processing.*

#### ***Введение***

Совершенствование методов оптимизации технологических решений требует разработки новых математических методов описания структуры технологических операций и процессов механообработки, позволяющих эффективно использовать возможности вычислительной техники. Одним из таких методов является вероятностное математическое моделирование параметров технологического процесса обработки поверхностей деталей машин.

#### ***Постановка задачи***

Математическое моделирование параметров технологического процесса обработки поверхностей деталей машин позволяет определить степень влияния различных факторов на параметры технологического процесса, а также найти их оптимальные значения для конкретных условий обработки. Таким образом целью данной работы является построение вероятностной математической модели взаимосвязи технологических параметров и факторов процессов обработки деталей машин.

#### ***Вероятностная математическая модель взаимосвязи технологических параметров и факторов процессов обработки деталей машин***

Обозначим положение режущего инструмента в момент времени  $t$  как  $\xi(t)$ . Пусть в начальный момент времени  $t=0$  формообразующая точка режущего инструмента находится в точке  $x=0$ . За время  $t$  она совершает  $n = \frac{t}{\Delta t}$  шагов, из которых какое-то случайное число шагов совершается в положительном направлении. Если обозначить  $S_n$  число шагов в положительном направлении, то общее смещение формообразующей

точки режущего инструмента в положительном направлении составит  $S_n \Delta x$ , а в отрицательном направлении  $(1 - S_n) \Delta x$ . Отсюда можно определить общее смещение  $\xi(t)$  за время  $t = n \cdot \Delta t$ :

$$\xi(t) = [S_n \cdot \Delta x - (n - S_n) \cdot \Delta x] = (2 \cdot S_n - n) \cdot \Delta x$$

В первом приближении можно принять, что положение формообразующей точки режущего инструмента в момент времени  $t$  будет представлено следующим образом:

$$\xi(t) = (2 \cdot S_n - n) \cdot \Delta x = S_n^* \cdot \sigma \cdot \sqrt{t},$$

где  $S_n^* = \frac{1}{\sqrt{n}}(2 \cdot S_n - n)$  - нормированная величина.

На основе применения теоремы Муавра-Лапласа окончательное выражение распределения вероятности случайной величины  $\xi(t)$  может быть представлено выражением:

$$P\left\{x' \leq \frac{\xi(t)}{\sigma \sqrt{t}} \leq x''\right\} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} P\{x' \leq S_n^* \leq x''\} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{x'}^{x''} e^{-\frac{x^2}{2}} dx$$

Это выражение дает распределение вероятностей любого смещения формообразующей точки режущего инструмента за время  $t$ :

$$P\left\{x' \leq \frac{\xi(t+s) - \xi(s)}{\sigma \sqrt{t}} \leq x''\right\} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{x'}^{x''} e^{-\frac{x^2}{2}} dx$$

Рассмотрим особенности положения точки формообразования режущего инструмента. Предположим, что вероятность того, что эта точка находится правее исходной точки  $a$  такова же, как и вероятность оказаться левее ее и равна  $1/2$ . Таким образом,

$$P\{\xi(t) \geq a \mid \tau_a \leq t\} = \frac{1}{2}$$

Дифференцируя функцию распределения по  $t$  может быть получено выражение плотности вероятности

$$P \tau_a(t) = \frac{a}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot t^{-3/2} \cdot e^{-a^2/2t}, \quad 0 \leq t \leq \infty$$

$$P \tau_a(t) = 0 \quad \text{при } t < 0$$

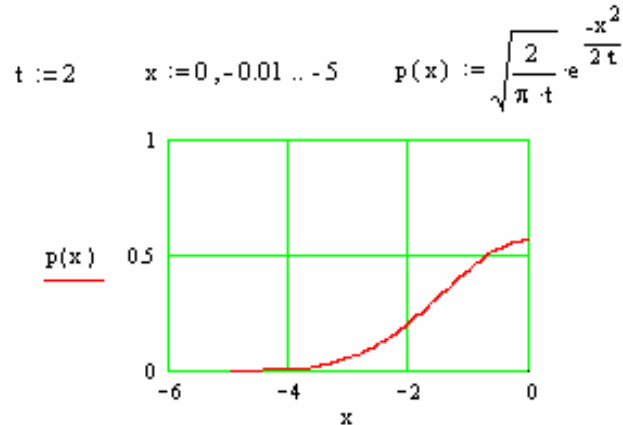
Отсюда можно определить распределение вероятностей величины максимального смещения  $\xi = \max_{0 \leq s \leq t} \xi(s)$  формообразующей точки режущего инструмента:

$$P\left\{\max_{0 \leq s \leq t} \xi(s) \geq x\right\} = P\{\tau_x \leq t\} = \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot t}} \cdot \int_x^\infty e^{-u^2/2t} du,$$

отсюда плотность вероятности:

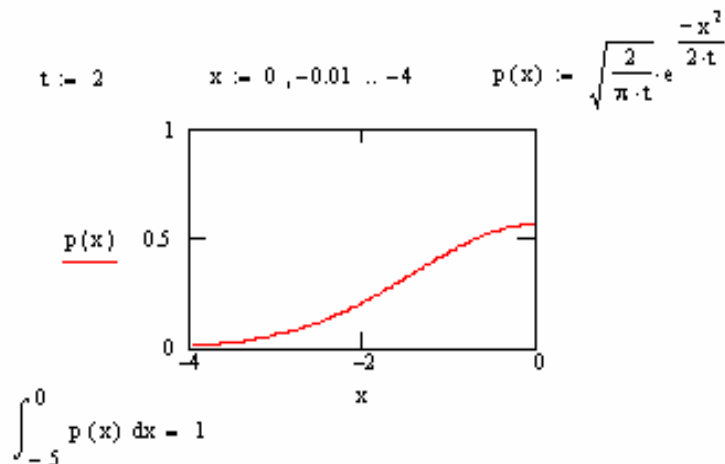
$$p_\xi(x) = \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot t}} \cdot e^{-x^2/2t}, \quad \text{при } 0 \leq t \leq \infty.$$

Следующий фрагмент демонстрирует результат моделирования полученного выражения.



Распределение вероятностей величины минимального смещения  $\xi = \min_{0 \leq s \leq t} \xi(s)$  формообразующей точки режущего инструмента:

$$p(x) = \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot t}} \cdot e^{-x^2/2t}, \quad \text{при } -\infty \leq t \leq 0.$$



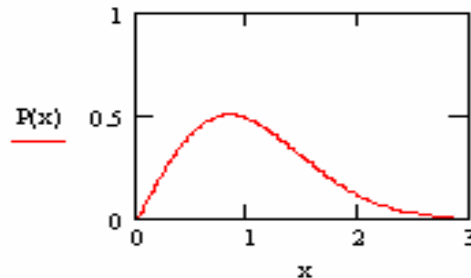
Предполагаемая непрерывной, траектория движения формообразующей точки режущего инструмента достигает своего максимума в некоторой точке  $\tau, 0 \leq \tau \leq t$ . Рассмотрим распределение случайной величины  $\tau$ . Пусть имеется плотность совместного распределения вероятностей случайных величин  $\tau$  и  $\xi = \xi(\tau)$  где  $\xi = \max_{0 \leq u \leq t} \xi(u)$ . Тогда эта плотность имеет следующий вид:

$$p_{\tau, \xi}(s, x) = \frac{1}{\pi \cdot \sqrt{s \cdot (1-s)}} \cdot \frac{x}{s} \cdot e^{-x^2/2s}.$$

Моделирование этой зависимости иллюстрируется следующим файлом пакета MathCAD.

$$x := 0,0.01..3 \quad t := 1 \quad s := 0.7t$$

$$P(x) := \left[ \frac{1}{\pi \sqrt{s \cdot (1-s)}} \right] \left( \frac{x}{s} \right) e^{-\left( \frac{x^2}{2 \cdot s} \right)}$$

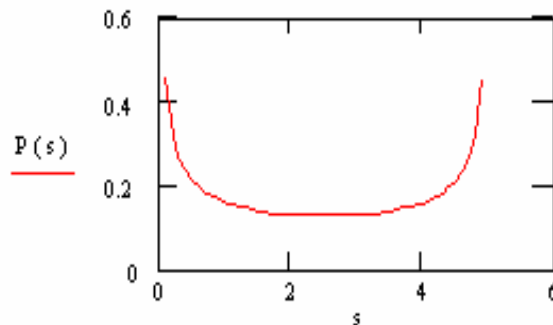


Плотность отдельно взятой величины  $\tau$  - точки максимума траектории  $\xi(s)$  на отрезке времени  $0 \leq s \leq t$  будет:

$$p_{\tau}(s) = \frac{1}{\pi \cdot \sqrt{s \cdot (1-s)}}$$

Графическая иллюстрация представлена следующим образом:

$$t := 5 \quad s := 0.1, 0.2 .. t - 0.1 \quad P(s) := \frac{1}{\pi \cdot \sqrt{s \cdot (t-s)}}$$



Сделанные математические выкладки служат теоретическим описанием вероятностного характера погрешности формообразования поверхности и позволяют предположить, что максимум погрешности формируется в определенных точках (областях) обрабатываемой поверхности.

### **Выводы**

Исходя из представлений о модели формирования погрешности, построенной нами на анализе временных характеристик, можно сделать вывод о существовании оптимальных по фактору формообразования параметров технологического процесса обработки поверхностей деталей машин.

**Яценко В.К., Сахнюк Н.В, Зиличихис С.Д.**  
Запорожье, Украина

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА МЕТОДОМ ВЫСОКОСКОРОСНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ**

*A new technology for production of work blades of compressor by the method of high-speed milling (HSM) was been considered. Evaluation of the influence of different types of finish machining of blades foil manufactured by HSM on surface characteristics and durability limit has been done.*

### ***Введение***

В газотурбинных двигателях (ГТД) одними из наиболее нагруженных деталей являются рабочие лопатки компрессора. Они подвергаются весьма сложному комплексу воздействий различной природы. В настоящее время широкое распространение в компрессорах ГТД получили лопатки из титановых сплавов, чувствительных к концентрации напряжений, т.е. технология их производства может оказать решающее влияние на надежность.

Практика эксплуатации ГТД показывает, что разрушение лопаток компрессора обычно носит усталостный характер. Разрушение лопаток при эксплуатации, как правило, начинается с поверхности [1], так как поверхностные слои оказываются наиболее нагруженными при всех видах напряженного состояния и подвергаются активному воздействию внешней среды. Поэтому, формирование благоприятных характеристик поверхностного слоя лопаток компрессора и повышение предела выносливости необходимо решать технологическими методами на стадии их изготовления.

Существующая технология изготовления рабочих лопаток компрессора (метод холодного вальцевания) и методы оптимизации параметров их поверхностного слоя позволяют обеспечивать их динамическую прочность. Однако она имеет свои недостатки: происходит различная деформация у корневого сечения и на кромках лопаток, вызывающая растягивающие напряжения и структурные преобразования (которые необходимо стабилизировать термической и последующей отделочно-упрочняющей обработкой), а также достаточно трудоемка и имеет высокий процент брака (до 38 %) [2].

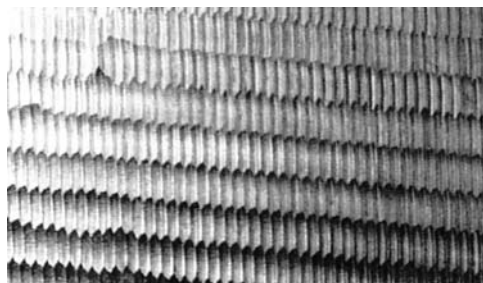
### ***Основная часть***

Для решения вышеизложенных проблем предложена новая технология производства рабочих лопаток компрессора. Данная технология включает в себя: применение новейшего станочного оборудования, выпускаемого в мире в настоящее время; использование в качестве заготовок проката различного сечения, поковок и штамповок; создания на заготовках унифицированных базовых поверхностей, с помощью которых, с одной установки, методом высокоскоростного фрезерования (частота вращения инструмента доходит до 20000 об/мин), производится полная механическая обработка пера лопаток. За счёт этого достигается высокая точность

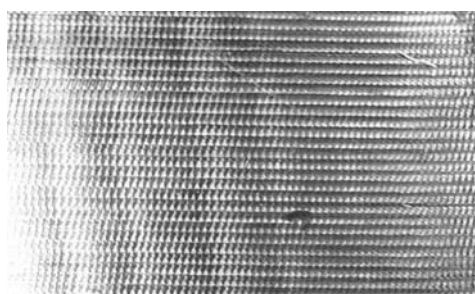
геометрии и шероховатости поверхности, а также практически отсутствует брак (до 2 %) [3, 4]. С появлением оборудования для высокоскоростного фрезерования (ВСФ), меняется и характер технологического процесса изготовления рабочих лопаток компрессора.

При условиях ВСФ возможно значительно уменьшить расстояния между рядами фрезерования, что способствует улучшению качества поверхности детали (уменьшается шероховатость и повышается точность формы обрабатываемой поверхности в пределах 0,02 мм). Точность формообразования, соответствует требованиям, предъявляемым техническими условиями на изготовление лопаток [5].

Возникающие при ВСФ микродефекты и неоднородные свойства поверхностного слоя, присущие лезвийной обработке (рис. 1), удаляются последующей финишной обработкой профиля пера. Под выполнение этой операции на профиле пера заложен припуск 0,03 мм.



а – перо (×20)



б – прикомлевая зона (×20)

Рисунок 1 – Вид поверхности лопатки после ВСФ

Целью исследований являлось определение влияния различных вариантов финишной обработки пера лопаток, полученных методом ВСФ, на параметры поверхностного слоя и предел выносливости. Объектом исследований являлись лопатки II ступ. КВД дв. Д-36 из титанового сплава ВТ8.

Для механической обработки лопаток применяли обрабатывающий центр Starrag SX-051В/С, на котором методом высокоскоростного фрезерования производилась окончательная обработка лопаток (табл. 1).

Таблица 1 – Режимы обработки лопаток на ОЦ Starrag SX-051В/С

Операция	Диаметр фрезы, мм	Скорость резания, м/мин	Подача, мм/мин	Подача на зуб, мм/зуб	Частота вращения, мин <sup>-1</sup>
По перу	10	62,831	500/320	0,0313/0,02	2000
По прикомлевой зоне	3,2 (коническая)	80	636,62/318,3	0,02/0,01	7950

В числителе указаны режимы на спинке и корыте, в знаменателе – на кромках.

В качестве окончательной финишной операции технологического процесса изготовления лопаток, полученных методом ВСФ, рассматривались следующие конкурирующие варианты: ВСФ+П (ручное полирование сезалевым кругом); ВСФ+П+УЗУ1 (ультразвуковое упрочнение) на “мягком” режиме; ВСФ+П+УЗУ2 на “среднем” режиме; ВСФ+П+УЗУ3 на “жестком” режиме; ВСФ+ВП (виброполирование).

Операция УЗУ производилась в торообразном концентраторе в условиях имитации упрочнения лопаток натурального колеса компрессора, в соответствии с технологическими рекомендациями обработки лопаток. Были упрочнены три партии лопаток на различных режимах (табл. 2). В качестве параметров оптимизации упрочняющей обработки использовались суммарное время обработки и диаметр шариков.

Таблица 2 – Режимы упрочнения лопаток на ультразвуковой установке

Вариант финишной обработки	Режимы упрочнения*			
	М, кг	d, мм	J <sub>A</sub> , мА	τ, мин
ВСФ+П+УЗУ1	0,4	1,0...1,3	30...35	5
ВСФ+П+УЗУ2		1,0...1,3	60...65	5
ВСФ+П+УЗУ3		1,0...1,3	60...65	10

\* d – размер упрочняющих тел (шариков); J – интенсивность упрочнения; М – масса упрочняющих тел в камере; τ – время упрочнения.

После УЗУ производилась доводка кромок лопаток гляцеванием, вдоль профиля пера парапластовым кругом.

Определение микрорельефа поверхности лопаток производили путем снятия профилограмм с помощью профилографа модели 201. Шероховатость определяли на расстоянии 16...18 мм от подошвы хвостовика лопаток, на средней линии, со стороны спинки.

Сравнительную оценку степени наклепа поверхностей производили на плоских образцах, размером 5×5 мм, вырезанных из средней части пера лопаток. Замеры микротвердости производили со стороны спинки лопаток, с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду Р = 50г. Величину микротвердости определяли как среднеарифметическое значение по десяти отпечаткам индентора правильной формы в различных точках образца.

Степень наклепа определяли измерением микротвердости поверхностей указанных образцов и образца-эталона и рассчитывали по формуле:

$$u_n = \frac{H\mu_{max} - H\mu_{исх}}{H\mu_{исх}} \cdot 100\%,$$

где  $H\mu_{max}$  – микротвердость поверхности исследуемого образца, МПа;  $H\mu_{исх}$  – микротвердость образца-эталона, МПа.

В качестве образца-эталона использовали шлиф с электрополированной поверхностью, изготовленный из сердцевины лопатки.

Определение остаточных напряжений на пере лопаток (со стороны спинки) производили механическим методом (путем последовательного снятия слоев металла электрополированием), разработанным акад. Н.Н. Давиденковым, с использованием прибора ПИОН-2.

Сравнительные испытания на усталость проводили на электродинамическом вибростенде ВЭДС-200 при симметричном цикле нагружения на базе  $N=2 \cdot 10^7$  циклов, температуре 20°С и частоте собственных колебаний по первой изгибной форме  $f=1000...1100$  Гц. Поскольку значительное рассеивание долговечности лопаток при испытаниях на усталость и ограни-



ченное количество лопаток затрудняют определение предела выносливости методом построения кривой усталости, был применен метод "лестница" [6].

Величину приращения напряжения при переходе от уровня к уровню приняли равной  $\Delta\sigma = 30,9$  МПа, что соответствовало  $2A = 0,2$  мм. Испытания лопаток прекращали при падении частоты собственных колебаний на 3...5 %.

Значение предела выносливости рассчитывали по формуле:

$$\sigma_{-1} = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_{\max}}{2}, \text{ МПа}$$

где  $\sigma_{\min}$  - минимальное напряжение, при котором проводили испытание, МПа;  $\sigma_{\max}$  - напряжение, при котором произошло первое разрушение, МПа.

Среднеквадратическое отклонение предела выносливости рассчитывали по формуле:

$$S_{\sigma_{-1}} = 1,62 \cdot \Delta\sigma \left[ \frac{N \cdot B - A^2}{N^2} + 0,029 \right], \text{ МПа}$$

где  $B = \sum_i i \cdot r_i^2$  - сумма произведений числа разрушений  $r_i$  на  $i$ -том уровне нагрузки.

Результаты исследований параметров поверхностного слоя и сравнительных испытаний на усталость представлены в табл. 3.

Результаты измерений шероховатости показали, что микрорельеф поверхности лопаток после ВСФ+П оказался лучше, чем после ВСФ+П+УЗУ (на 3 режимах), при которых наблюдались чередующиеся всплески неровностей и величина  $R_a$  увеличилась, но не более чем на 0,1 мкм. При чем, при этих вариантах финишной обработки, шероховатость находилась в пределах технических условий на изготовление лопаток ( $R_a = 0,4$  мкм). После обработки ВСФ+ВП произошло увеличение шероховатости по сравнению с другими вариантами, практически в два раза, но в тоже время микропрофиль поверхности имеет более сглаженный характер. Увеличение высоты микронеровностей может оказать значительное влияние на предел выносливости лопаток в сторону его снижения.

Варианты финишной обработки, включающие УЗУ, облагораживают микрорельеф поверхности, удаляя технологические концентраторы напряжений, забоины и риски от режущего инструмента, в большей степени, чем обработка ВСФ+ВП, что предотвращает зарождение в них микротрещин. В тоже время наиболее благоприятным является микропрофиль после обработки ВСФ+П.

Воздействие УЗУ, при варианте финишной обработки ВСФ+П+УЗУ1, привело к незначительному понижению абсолютного значения степени наклепа при снижении рассеяния микротвердости. После варианта ВСФ+П+УЗУ2 наблюдается значительное рассеяние значений микротвердости, что свидетельствует о неоднородности свойств поверхностного

слоя, сформированных данной обработкой, но в тоже время, в данном случае наблюдается наибольшая степень наклепа. При обработке ВСФ+П+УЗУЗ значения микротвердости несколько ниже, чем при других вариантах что вероятно, объясняется перенаклепом поверхности. Применение ВСФ+ВП способствует не только снижению рассеяния значений микротвердости до вполне приемлемой величины, по сравнению с ВСФ+П+УЗУ2, но и не приводит к чрезмерному повышению поверхностного наклепа.

Таблица 3 – Результаты исследований

Финишная обработка	$R_a$ , мкм	$\overline{H}_\mu$ , МПа	$S_{H\mu}$ , МПа	$u_n$ , %	$\sigma_{-1}$ , МПа	$S_{\sigma_{-1}}$ , МПа
ВСФ+П	0,224	4184	153,11	26,6	540,5	36
ВСФ+П+УЗУ1	0,248	4164	118,67	26,0	540,5	11
ВСФ+П+УЗУ2	0,299	4612	224,36	39,6	571,5	13
ВСФ+П+УЗУ3	0,309	4086	105,31	23,7	504	8
ВСФ+ВП	0,711	4477	197,43	35,5		
Эталон*		3304	168,53	–		

\*Для определения степени наклепа.

Результаты измерений остаточных напряжений, согласно усредненных данных по двум лопаткам, представлены на рис. 2.

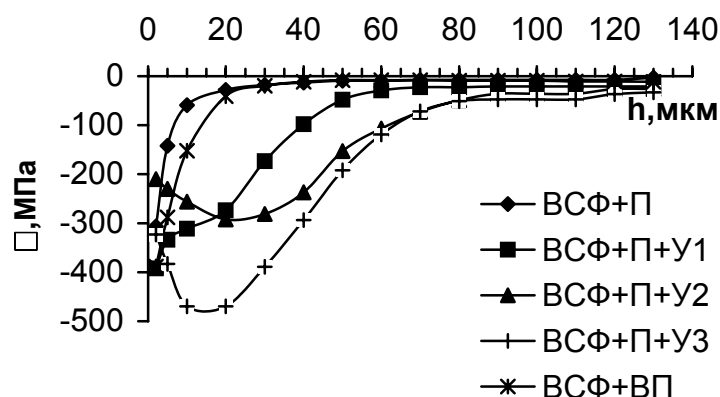


Рисунок 2 – Эпюры остаточных напряжений

Как видно из графиков на рис. 2 на поверхности лопаток, как после обработки ВСФ+П, так и после варианта ВСФ+ВП, у поверхности образуются сжимающие остаточные напряжения достаточно высокого уровня до 388 МПа. На глубине 30 мкм, при этих двух вариантах обработки, наблюдаются практически одинаковые по всей глубине сжимающие напряжения в пределах 3...18 МПа, т.е. состояние поверхности полностью стабилизируется и устраняется влияние предшествующих операций. При обработке ВСФ+П+УЗУ3 характер распределения остаточных напряжений резко меняется: у поверхности уровень сжимающих напряжений достигает 323 МПа, на глубине 10 мкм сжимающие напряжения максимальны по величине и равны 469 МПа, а на глубине 70 мкм их величина достигает 72 МПа.

После обработки ВСФ+П+УЗУ2 характер эпюры остаточных напряжений аналогичен с эпюрой остаточных напряжений после варианта ВСФ+П+УЗУ3, за исключением величины значений напряжений у поверхности, равных 210 МПа, а также максимальных напряжений 292 МПа на глубине 20 мкм.

### **Выводы**

Обработка данных сравнительных испытаний на усталость показывает, что при обработке ВСФ+П+УЗУ1 не происходит изменения предела выносливости, по сравнению с вариантом ВСФ+П, из-за недостаточного упрочнения поверхности пера лопаток, но уменьшается его рассеяние. При варианте ВСФ+П+УЗУ2, происходит повышение предела выносливости, по сравнению с ВСФ+П, с уменьшением рассеяния предела выносливости. После варианта обработки ВСФ+П+УЗУ3, происходит перенаклеп тонких кромок, в результате чего снижается предел выносливости, по сравнению с другими вариантами.

На основе проведенного комплекса исследований можно сделать следующие выводы: на поверхности пера лопаток, полученным методом ВСФ, имеют место технологические концентраторы напряжений, которые нейтрализуются финишной обработкой. При этом необходимо не допускать перенаклепа тонких кромок. Это достигается правильным подбором методов и режимов финишной обработки.

При обработке ВСФ+П формируются благоприятные характеристики поверхностного слоя, при достаточно высоком пределе выносливости (для данных лопаток, изготовленных по серийной технологии  $\sigma_{-1} = 400$  МПа).

Но, с точки зрения усталостной прочности, целесообразно рекомендовать вариант финишной обработки ВСФ+П+УЗУ2 на "среднем" режиме:  $\tau = 5$  мин,  $J_A = 60 \dots 65$  мА, с последующим гляцеванием кромок вдоль пера лопаток, при котором повышается предел выносливости на 5,4%, уменьшается его рассеяние в 2,7 раза по сравнению с вариантом ВСФ+П, а также улучшается микрорельеф поверхности.

### **Литература**

- 1 Богуслаев В.А., Долматов А.И., Жеманюк П.Д., Войтенко В.С., Волков И.В. Использование технологической наследственности при изготовлении деталей ГТД из титановых сплавов. Монография. – Запорожье: изд-во ОАО "Мотор Сич", 2001. – 120 с.
- 2 Елисеев Ю.С., Крымов В.В., Поклак Изготовление лопаток компрессоров холодной пластической деформацией. // Газотурбинные технологии. – 2000. – № 3.
- 3 Шлесберг И.С., Круглянский И.М. Анализ деталей, подлежащих высокоскоростному фрезерованию на комплектном сертифицированном оборудовании. // Сборник трудов конференции МАТИ, 2003.
- 4 ОАО "Завод турбинных лопаток". Организация производства турбинных лопаток. [www.ztl.ru/rtech.htm](http://www.ztl.ru/rtech.htm)
- 5 Богуслаев А.В., Качан А.Я, Карась В.П. Высокоскоростное финишное фрезерование лопаток моноколес. // Тез. докл. II-й Международной научно-технической конференции "Новые технологии, методы обработки и упрочнения деталей энергетических установок". – Запорожье, 2002. – С. 17-20
- 6 Школьник Л.М. Методика усталостных испытаний. Справочник. – М.: Металлургия, 1978. – 304с.

**Колот Л. П., Павленко А. В., Бойко Ю. А.**  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **СИСТЕМАТИЗАЦИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ**

*In clause the buckling problem of the unrigid flatness details is considered at their manufacturing. On the basis of the complex approach the interrelation of the factors influencing on buckling of a detail is shown. On an example of milling the mathematical model allowing to define a total error is offered.*

### **Введение**

Технический прогресс в машиностроении характеризуется непрерывным совершенствованием технологии производства машин и механизмов. Тенденция к снижению металлоемкости изделий машиностроения приводит к созданию мало жестких конструкций деталей с высокими требованиями к точности их формы.

### **Анализ исследований и публикаций по проблеме**

Проблема образования погрешностей в виде остаточных деформаций постоянно возникает при обработке резанием не жестких деталей. Наиболее массовой номенклатурой не жестких деталей станкостроительной промышленности являются планки, клинья, рейки, ходовые винты, кассеты, линейки, салазки, консоли. Трудность анализа этих погрешностей проявляется в том, что на их образование влияет множество причин, часто базисующихся на исходном состоянии заготовок, количестве технологических переходов, применяемой оснастке и оборудовании, а некоторые – это набор технологических приемов, зависящих от организационно–технических факторов.

**Целью работы** является прогнозирование коробления не жестких деталей с применением комплексного подхода.

### **Методика работы**

При изготовлении таких деталей их суммарная погрешность формы складывается из первичных погрешностей, результирующий вектор которых можно представить в виде:

$$\vec{f}_c = \vec{f}_{\sigma_s} + \vec{f}_{\sigma} + \vec{f}_y, \quad (1)$$

где  $\vec{f}_{\sigma_s}$  – вектор погрешностей формы, обусловленных короблением заготовки от перераспределения остаточных напряжений;  $\vec{f}_{\sigma}$  – вектор погрешностей формы, вызванных условиями базирования и закрепления за-

готовок;  $\vec{f}_y$  – вектор погрешностей формы, вызванных упругими отжати-  
тиями нежестких заготовок под действием составляющих сил резания.

$\vec{f}_{\sigma_3}$  является функцией следующих параметров:

$$\vec{f}_{\sigma_3} = f(\sigma_{o\Sigma}, R_p, h_i, b_i, a_i, l_i), \quad (2)$$

где  $\sigma_{o\Sigma}$  – остаточные напряжения в заготовке;  $R_p$  – результирующая сила  
резания;  $h_i$  – толщина заготовки;  $b_i$  – ширина заготовки;  $a_i$  – припуск на  
обработку;  $l_i$  – длина заготовки.

$$R_p = f(HB, V, S, \alpha, \varphi, \gamma, \lambda, t_i), \quad (3)$$

где  $HB$  – твердость поверхности материала заготовки;  $V$  – скорость реза-  
ния;  $S$  – подача;  $\alpha, \varphi, \gamma, \lambda$  – геометрические параметры режущей пласти-  
ны;  $t_i$  – глубина резания.

Погрешность, вызванная упругим отжатием заготовки рассчитывается  
следующим образом:

$$f_y = \frac{P_y \cdot l_i^3}{8 \cdot E \cdot J_y}, \quad (4)$$

где  $P_y$  – сила резания [Н];  $E$  – модуль упругости [Н/мм<sup>2</sup>];  $J_y$  – момент  
инерции [мм<sup>4</sup>].

Таким образом, выявленное многообразие факторов, влияющих на  
конечную точность изделий, и не поддающихся строгой количественной  
оценке, способствовало привлечению методов системного анализа для по-  
строения обобщенной модели, которая отражает все взаимосвязи в реаль-  
ных условиях.

### **Решение задачи**

В соответствии с одним из основных принципов системного подхо-  
да, поиску общности механизма образования погрешностей предшествует  
проведение структурного анализа. Используя теорию графов, на рисунке 1  
представлена последовательность образования остаточных деформаций  
при обработке заготовок в технологическом потоке «базирование – закреп-  
ление – фрезерование».

Взаимодействие параметров в процессе обработки выражается дуга-  
ми связей:  $q$  – прямой,  $P$  – обратной, которые показывают влияние одних  
параметров на другие. Вершины графа  $f_o, f_{o\acute{o}}, f_{o1}$  и  $f_{\acute{a}}, f_{\acute{a}o}, f_{\acute{a}1}$  соот-  
ветствуют свойствам, полученным на определенной операции:  $f_o, f_{\acute{a}}$  –

базирование заготовки;  $f_{o0}$ ,  $f_{a0}$  – закрепление заготовки;  $f_{o1}$ ,  $f_{a1}$  – фрезерование заготовки.

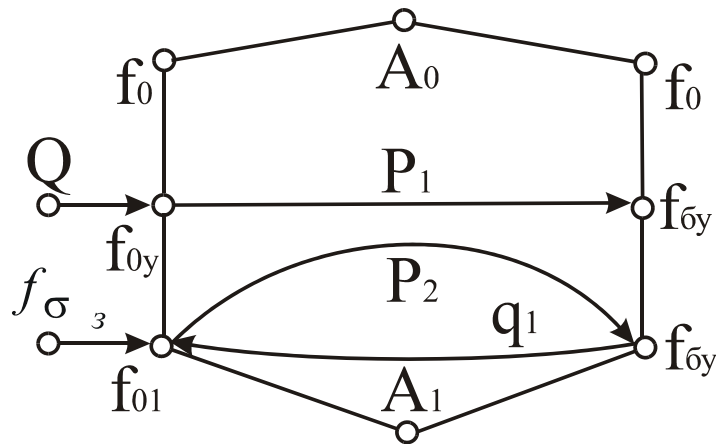


Рисунок 1 – Граф технологического потока «базирование – закрепление – фрезерование»

Вершины графов соединены между собой ориентированными дугами. Стрелки обозначают передачу свойств с одной операции на другую. При отсутствии стрелок передача свойств не осуществляется. В данном случае при базировании заготовка обладает начальными свойствами  $A_o$ , а также  $f_o$  и  $f_a$  – соответственно погрешностью формы обрабатываемой и базовой поверхностей, которые были получены на предыдущих операциях. В силу специфики закрепления нежестких деталей перед обработкой  $f_o = f_a$ , поскольку силой закрепления  $Q$  начальный прогиб устраняется.

Вершины  $f_{o0}$  и  $f_{a0}$  соответствуют положению заготовки в закрепленном состоянии. Связь  $P_1$  показывает на взаимосвязь прогибов  $f_{o0}$  и  $f_{a0}$ , находящихся в упругом состоянии. После фрезерования поверхности и ее раскрепления происходит коробление  $f_{\sigma_c}$  от перераспределения остаточных напряжений. Вершины  $f_{o1}$  и  $f_{a1}$  соответствуют погрешностям обработанной и базовой поверхностей, состоящим из унаследованной погрешности от коробления заготовки. Значит с предыдущими вершинами связь осуществляется ориентированными ребрами. Связи  $P_2$  и  $q_1$  указывают на взаимодействие обработанной и базовой поверхностей. Описанная взаимосвязь привела к положению  $A_1$ , соответствующему погрешностям обработанной поверхности  $f_{o1}$  и базовой  $f_{a1}$ . Эта картина является только качественной и не позволяет оценить силу связей и роль каждого фактора.

Для определения количественных связей технологического наследования погрешностей принимаем функцию:

$$F \in A_o \rightarrow A_1 \quad (5)$$

То есть преобразование начальных свойств  $A_o$  в конечные свойства  $A_1$ . Как известно, параметр любой вершины графа является функцией параметров всех вершин, дуги которых входят в данную вершину. Взаимосвязи в количественном отношении представляем системной функцией, учитывая, что она получила широкое применение для математического описания закономерностей процесса резания. Учитывая передачу свойств по каскадным (ориентированным) ребрам по дугам обратной связи, отобразим граф следующими уравнениями:

$$f_o = a_2(a_1 \cdot f_{o1}^{x_1} + c_2 \cdot Q^{z_2})^{x_2} + c_3 \cdot f_{\sigma_3}^{z_3} + n_3 \cdot f_{\delta_3}^{V_3} \quad (6)$$

$$f_{\delta} = b_2(b_1 \cdot f_{\delta 1}^{x_1} + m_2 \cdot Q^{\omega_2})^{y_2} + m_3 \cdot f_{\sigma_3}^{V_3}, \quad (7)$$

где  $a, b, c, m, n$  – коэффициенты технологической наследственности;  $x, y, z, V, \omega$  – показатели степеней.

Таким образом, выполнен принцип системного подхода к анализу погрешностей – расчленение системы на элементы, т.е. подсистемы, для дальнейшей их оптимизации, а затем и системы в целом, получено математическое описание образования результирующей погрешности обработанной и базовой поверхностей.

### **Выводы**

Выявлены основные факторы, влияющие на коробление детали при ее изготовлении.

Используя теорию графов, представлена последовательность образования остаточных деформаций при обработке заготовок в технологическом потоке «базирование – закрепление – фрезерование».

Получены математические модели, позволяющие определить результирующие погрешности обрабатываемой  $f_o$  и базовой  $f_{\delta}$  поверхностей с учетом влияния различных технологических факторов при обработке детали.

### **Литература**

- 1 Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении.–Мн.: Наука и техника, 1977.–256 с.
- 2 Кудасов Г.Ф. Плоское шлифование.– Машиностроение: Ленинград, 1967.– Вып. 5, С. 106
- 3 Лукьяниц О.Ф. исследование плоскостности технологических баз и ее влияние на точность обработки корпусных деталей на автоматических линиях – Дис. канд. техн. Наук.–М., 1980.– 278 с.

УДК.621.7.01.

**Маковецкий В.В. Маковецкий А.В.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **МИНИМИЗАЦИЯ ПРИПУСКОВ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ИЗДЕЛИЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ФОРМЫ**

*In the article the parameters of formed forgings from titanium alloys are parsed at usage of traditional technology of drop forging and improved, based on application of a new construction. On the basis of performances of a group theory the mathematical model of stamping transitions is obtained.*

### **Введение**

Механообработка титановых заготовок достаточно трудоемка и сложна, поэтому актуальна проблема снижения доли механообработки при получении сложных изделий пространственной формы. Эту задачу необходимо решать на пути перемещения основного формообразования на заготовительную стадию.

В настоящее время определенную долю заготовок из титановых сплавов получают штамповкой на молотах. Этот процесс достаточно сложен для изготовления штамповок пространственной конфигурации. Основными проблемами при этом являются как коробление получаемых штамповок в случае поковок коробчатой формы и формы панелей, которые решались в работах [1,2,3,4]. А также технологические ограничения в виде недоштамповки, существенно проявляющиеся при получении поковок сложнопрофильной конфигурации, так и изогнутых и оребренных.

Поэтому существует задача усовершенствования технологии горячей штамповкой таких заготовок. С другой стороны в последнем случае эта задача может быть решена только за счет их существенного утолщения штамповки и, следовательно, увеличения припуска под последующую механообработку. Следовательно, цель настоящей работы наметить пути развития технологии штамповки заготовок сложнопрофильной конфигурации из титановых сплавов за счет усовершенствования техпроцесса на основе разработки оснастки и математической модели штамповочных переходов.

### **Оценка припуска на штамповку и разработка математической модели штамповочных переходов**

Можно предположить, что в первом приближении дополнительная масса поковки  $\Delta M$  зависит как от припуска на обработку, так и от формы получаемой штамповки. Чем сложнее форма поковки, тем больше будет дополнительная масса, вернее относительная масса  $\frac{\Delta M}{M}$  - где  $M$  - масса поковки.

Форму поковки можно характеризовать как сложностью ее конфигурации, к примеру, коробчатого типа, типа панели как с односторонне расположенным выступом, так и с выступами расположенными по обе стороны от плоскости панели, поковок оребренного типа, так и соотношением относительных размеров элементов поковки. Такими соотношениями в со-



ответствии с теорией подобия [4], для изделий типа панели 1, диаграмма, рис.1., могут быть следующие:

$$\frac{H}{L} = \text{idem}, \frac{S_1}{L} = \text{idem}, \frac{S_2}{L} = \text{idem},$$

где  $H$  - высота основного выступа;  $S_2$  - ширина основания панели, слева;  $S_1$  - ширина основания панели, справа;  $L$  - длина панели.

Для штамповки коробчатого типа 2, диаграмма, рис.1., предлагаются такие инварианты:

$$\frac{S_1}{L} = \text{idem}, \frac{S_2}{L} = \text{idem}, \frac{H_1}{L} = \text{idem}, \frac{H_2}{L} = \text{idem},$$

где  $S_2$  - ширина основания справа;  $S_1$  - ширина основания коробки слева;  $H_1$  - высота коробки слева;  $H_2$  - высота коробки справа.

В свою очередь для штамповки типа панели 3, диаграмма, рис.1, предлагаются следующие критерии

$$\frac{l_i}{L} = \text{idem}, \frac{S_i}{B} = \text{idem}, \frac{H}{L} = \text{idem}, \frac{h_i}{L} = \text{idem}, \frac{B}{L} = \text{idem},$$

где  $L$  - длина панели;  $B$  - ширина панели;  $S_i$  - толщина панели и ребер на панели;  $l_i$  - длина участков ребер на панели;  $h_i$  - высота участков ребер на панели.

На основании проведенных экспериментальных оценок можно построить диаграмму, характеризующую зависимость относительной дополнительной массы поковки  $\Delta M/M \times 100\%$  в зависимости от типа поковки для трех рассматриваемых типов, рисунке 1.

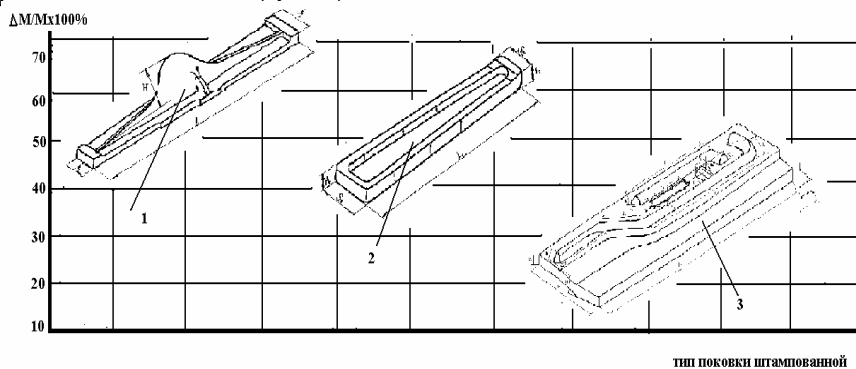


Рисунок 1- Диаграмма зависимости  $\Delta M/M \times 100\%$  от вида поковки панели-1, коробки-2, либо пространственно изогнутой фигуры типа панели-3

Диаграмма, рисунок 1, показывает, что для поковки штампованной типа 1, значения  $\Delta M/M \times 100\%$  находятся в интервале от 31 до 71 %, а для поковки типа 2, в интервале от 40 до 90%, для поковки типа 3 значение находится в интервале от 15 до 53%.

Результаты показывают, что при внедрении новой прогрессивной технологии экономия металла увеличивается в 2,3...2,4 раза. Это существ-

венно, так как при старой технологии значения коэффициента КВТ достигает в первом случае- 0,29, во втором 0,1.

Результаты указывают на необходимость использования более прогрессивных технологий, приводящих к снижению величины  $\Delta M/M$ . При этом используются технологические приемы, заключающиеся в применении различных форм штамповочных ручьев.

Для получения невысоких припусков, достаточных для устранения поверхностных дефектов можно использовать предварительные ручьи со специальными компенсационными выступами. Пример таких выступов, выполненных в предварительном ручье для детали типа коробка [5], приводим на рисунке 2.

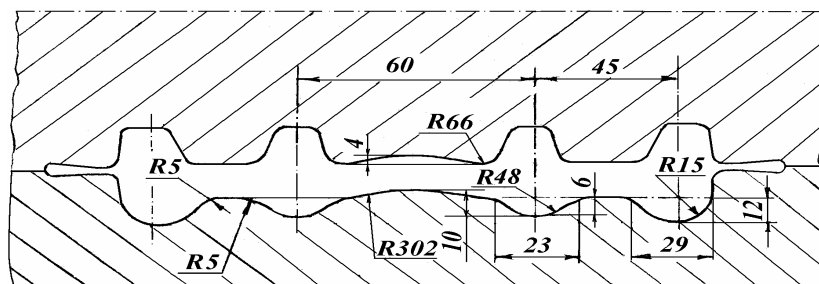


Рисунок 2- Пример предварительного ручья с компенсационными выступами

Следовательно, возникает задача поиска вариантов штамповочных ручьев, которые обеспечивают необходимую эффективность штамповки поковок. В случае традиционных ручьев это может быть обеспечено использованием диаграмм А.В.Ребельского [6]. В нашем случае необходимо построить соответствующую математическую модель, которая бы позволила обосновать выбор того или иного варианта переходов с минимальным значением показателя  $\Delta M/M \times 100\%$ .

Создание математической модели переходов штамповки применительно к процессам формовки ротационной вытяжкой редуцированием, основанное на использовании теории групп впервые приведено в работе [7]. Это позволяет распространить использованный подход на процессы формоизменения при горячей штамповке.

Будем считать, на основании работы [8], что переходные ручьи штампа при горячей штамповке могут составить множество элементов  $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n, \dots$ , а в свою очередь формы поковки, полученные при штамповке в том или ином ручье составят множество форм  $b_1, b_2, b_3, \dots, b_n$ , включая при этом конечную форму поковки к примеру  $b_n$ .

Можно отметить, что при этом можно рассматривать элементы группы форм  $B$  как отображение элементов группы ручьев штампа  $A$ . При этом мы должны потребовать однозначность отображений при отображении элементов множества  $A$  в элементы множества  $B$ . При этом элементам множества  $B$  может соответствовать несколько элементов множества  $A$ . Т.е. в данном случае взаимной однозначности не будет.

Таким образом, выбор подходящего штампового ручья можно свести к решению группового уравнения вида  $b_1, b_2, b_x, \dots, b_n = b$ , относительно неизвестной формы поковки  $-b_x$ . Либо в ряде случаев решение системы групповых уравнений. Информация о штамповых ручьях может быть найдена из соответствующих таблиц умножения группы форм ручьев с определением соответствующих отображений при условии выполнения аксиом группы отображений.

Этот подход позволит, кроме того, за счет эффективного приближения форм снизить припуск при механообработке с целью последующего повышения эффективности процесса последующей обработки. Другим направлением предложенного подхода является его ожидаемая эффективность при использовании в системах автоматизированного проектирования технологических процессов горячей штамповки.

### **Выводы**

На основе анализа показателей металлоемкости получаемых типов пространственных изделий из титановых сплавов установлены пределы эффективности применения усовершенствованной формообразующей оснастки новой конструкции, свидетельствующие о снижении металлоемкости в среднем в 2,3 ... 2,4 раза..

Разработана математическая модель последовательности штамповочных переходов, основанная на теоретико-групповом представлении как ручьев так и их элементов, что позволяет получать значительно меньшие припуски..

### **Литература**

- 1 Маковецкий А.В., Маковецкий В.В. Получение заготовок из титановых сплавов с использованием управления режимами и специальной оснастки // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. - Краматорськ: ДДМА. - 2000. - С.46-48.
- 2 Маковецкий В.В, Соколов Л.Н. Технологические приемы получения поковок типа панели с выступом // Удосконалення процесів і оснащення обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. - Краматорськ: ДДМА. - 2001. - С.236-239.
- 3 Маковецкий В.В. Соколов Л.Н. Усовершенствованная технология получения штамповок типа коробок // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів в машинобудуванні. Зб. наук. пр. - Луганськ: СНУ. - 2001. - С.74-77.
- 4 Кирпичев М.В. Теория подобия. М.: Изд. АН СССР, 1953. -94 с.
- 5 Соколов Л.Н., Маковецкий В.В. Исследование заготовок типа коробок с предварительными компенсационными выступами // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.- Краматорськ: ДДМА. - 2002. - С.305-309.
- 6 Ребельский А.В. Основы проектирования процессов горячей штамповки. М.: Машиностроение. 1965. 265 с.
- 7 Маковецкий А.В. Анализ переходных форм заготовок в обработке металлов давлением // Краматорск. ДГМА. 1995. 11 с. Деп. В ГНТБ Украины 17.02.95. № 445-Ук95.
- 8 Гроссман И., Магнус В. Группы и их графы. М.: Мир. 1971. 246 с.

**Гевко Іг.Б.**

Тернопільський державний технічний університет

## **ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ СТОПОРНИХ КІЛЕЦЬ З ГОРИЗОНТАЛЬНИМИ ПОЛИЧКАМИ МЕХАНІЗМІВ ОСЬОВОГО СТОПОРІННЯ**

*The construction of the device for manufacture of spirals screws with Г-similar transversal cut is reduced. The technological process of manufacture of lock rings with horizontal level with the help of the given device is developed.*

### **Вступ**

Механізми осьового стопоріння ходових вузлів машин набули широкого використання в різних галузях виробництва, це автомобілі, трактори, компресори, танки, с.г. машини та інше.

Питаннями підвищення надійності і довговічності цих механізмів присвячені роботи ряду вчених [1, 2, 3]. Однак ряд питань не отримали свого вирішення і вимагають подальших досліджень в плані виконання стопорних кілець з підвищеним ресурсом експлуатації.

Робота виконується згідно координаційного плану Комітету з питань науки і техніки Міністерства освіти і науки України з розділу “Машинобудування” “Високоєфективні технологічні процеси в машинобудуванні” на 2002-2006 роки.

Тому метою даної роботи є розробка ресурсозберігаючого технологічного процесу виготовлення стопорних кілець механізмів осьового стопоріння з підвищеним ресурсом експлуатації.

В якості заготовок цих кілець використовують гвинтові спіралі Г-подібної форми, які виготовляється на спеціальному пристрої з матеріалу Ст65Г в холодному агрегатному стані.

### **Основна частина**

Пристрій для виготовлення спіралей шнеків з Г-подібним поперечними перерізами, який зображено на рис. 1 виконано у вигляді ступінчастої оправки 1, торцева поверхня 2 якої більшої ступиці, виконана у вигляді гвинтової поверхні з кроком рівним товщині стрічки. Оправка має осьовий паз 3 для встановлення кінця заготовки 4 Г-подібного поперечного перерізу, яка фіксується втулкою 5. Притискання заготовки до оправки 1 здійснюється формуючим роликом 7, а її гнуття здійснюється поверхнею 8 цього ролика. При навиванні правонаправлених Г-подібних профілів використовується направляюча кільцева канавка 9, яка виконана в нижній частині формуючого ролика 7, в одній площині перпендикулярно осі з кільцевою канавкою 19 направляючого ролика з можливістю вільного заходу і переміщення нижніх полицок Г-подібного профілю, причому висота кільцевих канавок більша ширини полоси. Формуючий ролик встановлено на підши-

пниковій втулці 10, яка вільно обертається на осі 11, закріпленій в кронштейні 12, який встановлений на супорті 13 токарного верстату. Для підвищення жорсткості пристрою формуючий ролик 7 опирається на кронштейн 12 через прокладку 14 і підшипник 15 і закритий кожухом 16. На кронштейні також встановлена вісь 17, на якій вільно обертається направляючий ролик 18, а для навівання лівонаправлених Г-подібних профілів виконана кільцева направляюча канавка 19 в одній площині з кільцевою канавкою 8 формуючого ролика 7 перпендикулярно осі, з можливістю вільного заходу і переміщення нижніх полицок Г-подібного профілю.

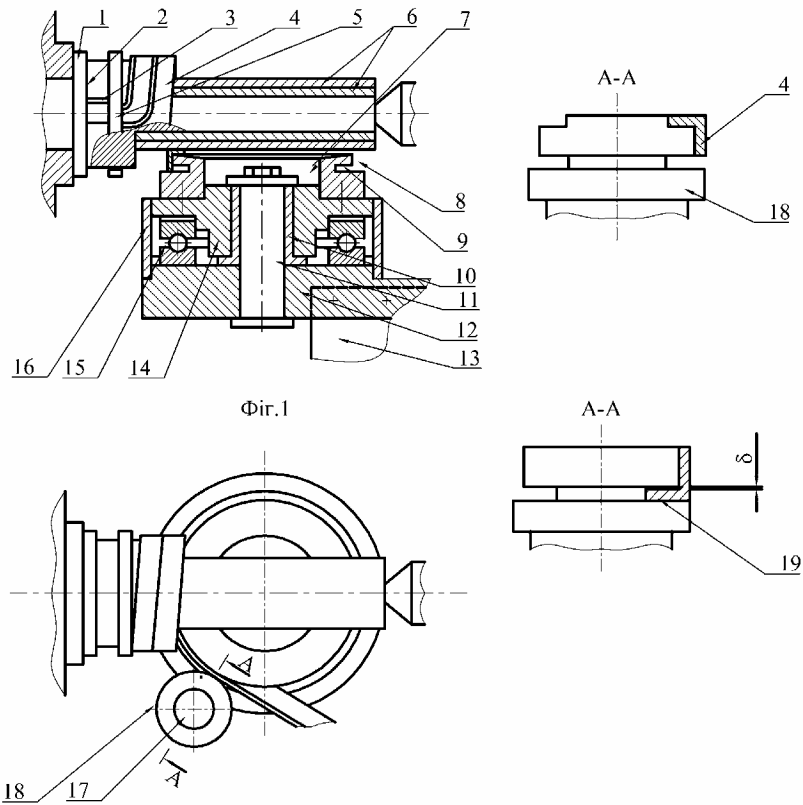


Рисунок 1 – Пристрій для навівання спіралі Г-подібного профілю

Для виготовлення різномісних гвинтових заготовок різного діаметра на робочу циліндричну поверхню оправки 1 встановлюють по посадці ковзання змінні втулки 6, товщина стінок яких рівна, наприклад 3..5 мм, причому внутрішній діаметр наступної втулки відповідає зовнішньому діаметру попередньої з можливістю осьового переміщення по посадці ковзання, а торцевий профіль змінних втулок зі сторони торцевої гвинтової поверхні кільцевого виступу відповідає профілю останнього для щільного прилягання.

Пристрій для виготовлення різномісних шнеків з Г-подібним поперечним перерізом спіралі працює наступним чином.

При навіванні шнеків з лівонаправленим Г-подібним профілем кінець заготовки 4 зігнутий під кутом 90° вставляється в осьовий паз 3 оправки 1, де закріплюється втулкою 5, а також, нижньою полицкою цього

профілю, в кільцеву направляючу канавку 19 формуючого ролика 7. Для полегшення цієї операції направляючий ролик 18 знімається, а після встановлення заготовки знову монтується на місце. Формуючий ролик 7 підводиться таким чином, щоб його поверхня 8 притискувала заготовку 4 до торцевої поверхні 2 оправки 1. Після цих підготовчих операцій вмикається привід обертання верстату і в результаті обертального руху оправки і формуючого ролика заготовка навивається на змінні втулки 6, що знаходяться на робочій циліндричній частині оправки.

Після цієї операції включається привід подачі супорта 13, яка рівна ширині нижньої полицки Г-подібного профілю заготовки. В результаті цієї операції здійснюється формування спіралі шнека Г-подібного поперечного перерізу. Після закінчення технологічного процесу навивання приводи обертання і подачі вимикають і щільно навита спіраль знімається з оправки.

Навивання шнеків з лівонаправленим Г-подібним профілем здійснюється аналогічно, тільки нижня полицка Г-подібного поперечного перерізу заготовки 4, входить в направляючу кільцеву канавку 19 направляючого ролика 7 і кільцеву канавку 19 направляючого ролика 18.

Подальша обробка гвинтової спіралі проводиться за допомогою універсального металорізального обладнання.

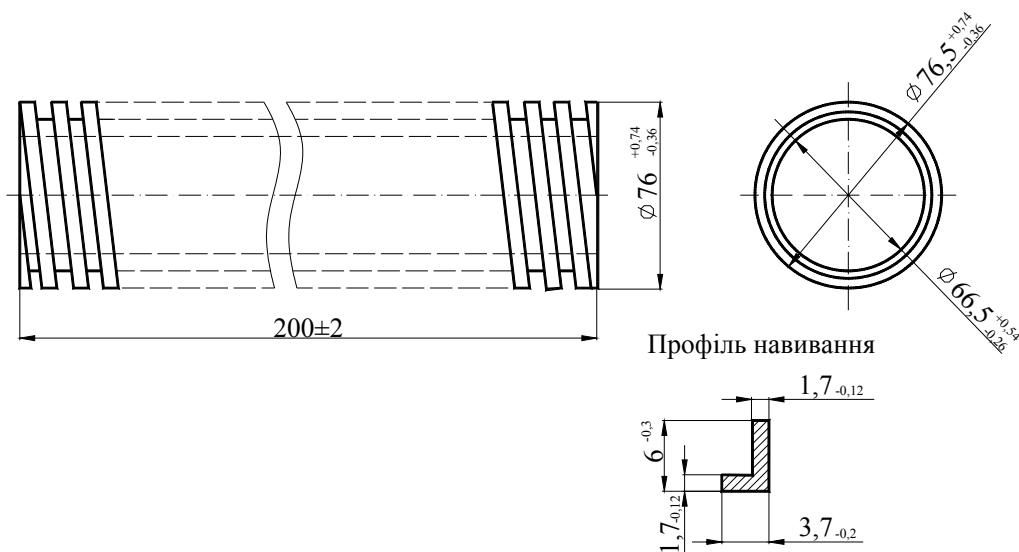


Рисунок 2 – Заготовка гвинтової спіралі для виготовлення стопорних кілець з горизонтальними полицками

Наступною операцією технологічного процесу виготовлення стопорних кілець з горизонтальними полицками є вертикально-фрезерна, яка виконується на верстаті моделі 6P12. В ході операції в навитій спіралі, закріпленій в лещатах 7827-0362 ГОСТ4045-75 в дрібносерійному виробництві або в касетах або пристоях супутниках в крупносерійному і масовому виробництвах з використанням спеціальної наладки фрезерують лиски з одночасним розрізанням спіралі на окремі кільця (рисунок 3).

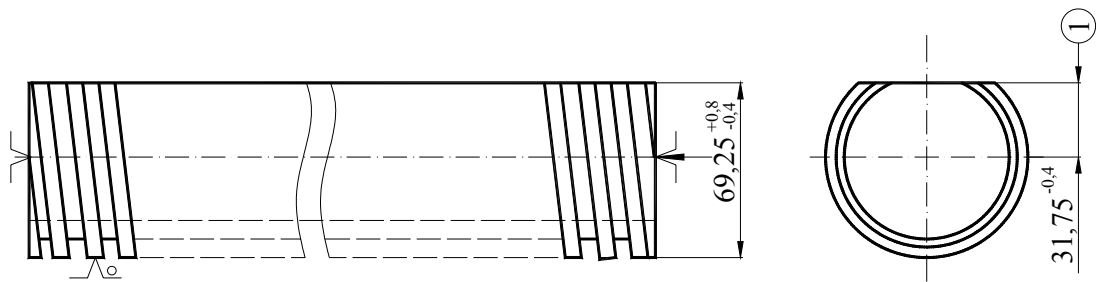


Рисунок 3 – Ескіз фрезерування заготовок стопорних кілець з Г-подібним профілем

На рисунку 4 зображено фрезерувальний пристрій, в якому базування навивної гвинтової заготовки здійснюється у внутрішньому отворі касети 3 установкою і упора 6, після цього касета за допомогою шліців встановлюється в шліцевий паз 2 корпуса 1 і підтискується з другого кінця відкидним на шарнірах пневматичним притиском 5. При цьому доцільно, щоб обидва кінці заготовки були у вертикальному положенні і попадали в зону різання, в противному випадку обов'язковим є один в них.

Фрезерування проводять торцевою фрезою  $\varnothing 100$  мм із вставними твердосплавними пластинками Т15К6 ГОСТ9473-80 при таких рекомендованих параметрах різання – глибина різання – 3 мм, подача – 80 мм/хв, частота обертання – 200 об/хв і швидкість різання 62,8 м/хв.

Контроль виконання операції проводиться за допомогою штангенциркуля ШЦ1-125.<sub>0,1</sub> ГОСТ166-80.

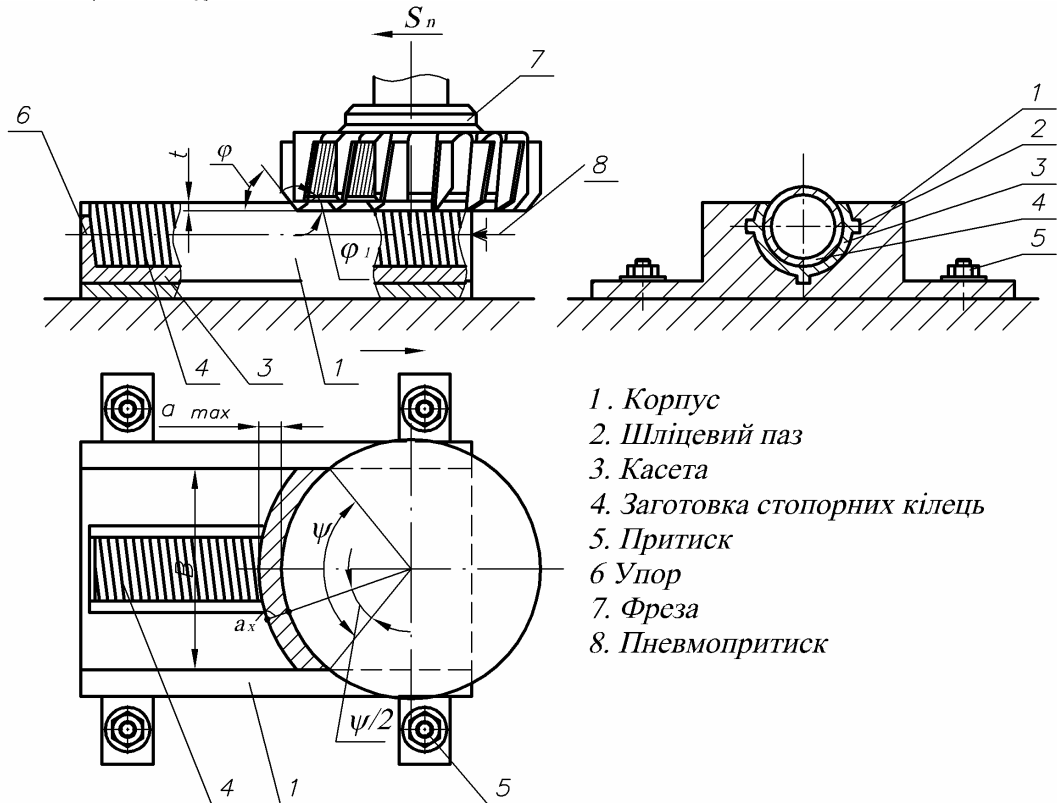


Рисунок 4 – Пристрій для фрезерування і розрізання заготовок стопорних кілець

Після розрізання кілець проводиться зачистка заусенців, гострих кромek та відшліфовування пазу кругом шліфувальним ПП200×18×32 25A25 ПСК7К5 А1 ГОСТ2124-83 на універсально – заточному верстаті моделі 3М642 при швидкості різання 35 м/хв.

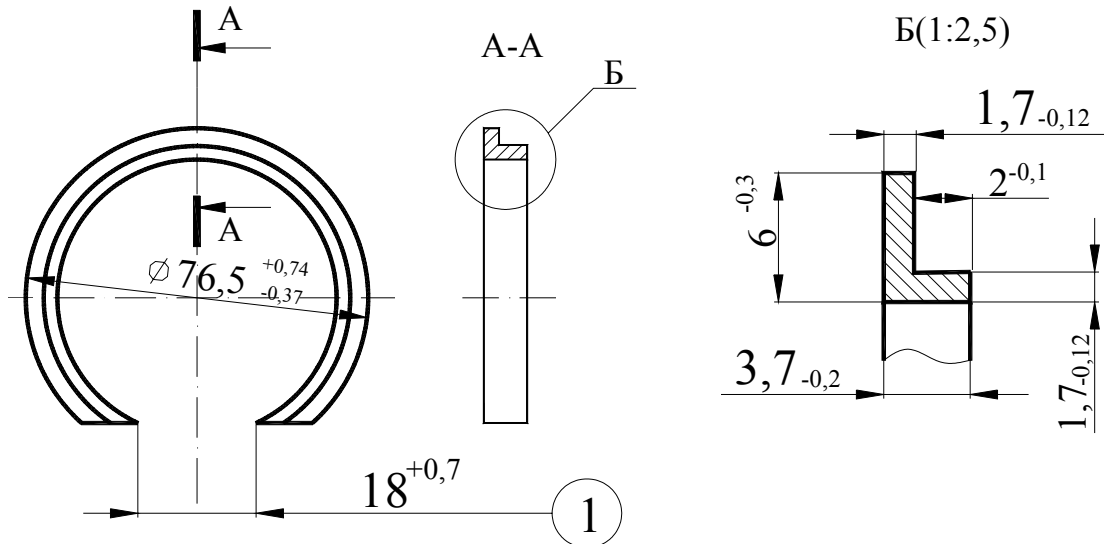


Рисунок 5 – Конструктивні параметри стопорного кільця з горизонтальною полицкою

Контроль виконання операції здійснюється за допомогою штангенциркуля ШЦ1-125<sub>0,1</sub> ГОСТ166-80.

Отримане стопорне кільце за допомогою лещат рихтують для зменшення гвинтового деформування деталі. Контроль дотримання розмірів перевіряють калібр-щілиною спеціальною.

Після рихтування стопорних кілець проводиться їх термообробка з нагріванням струмами високої частоти і охолодженням для отримання заданих параметрів міцності та пружності виробу.

Після термообробки для зняття похибок форми отриманого кільця внаслідок короблення та деформацій проводиться шліфування деталей на плоскошліфувальному верстаті моделі 3Г722. Деталі виставляються у сепаратор і закріплюються плитою електромагнітною 200×320 ГОСТ17519-72, де торці деталей шліфують кругом шліфувальним ПП450×50×203 25A215 ПС7К5 ГОСТ2424-83 при швидкості різання 20 м/хв, частоті обертання круга 1460 об/хв, подачі 21 мм/хід, глибині різання 0,03 мм і ширині шліфування 200 мм.

Контроль виконання проводиться калібром та штангенциркулем ШЦ1-125<sub>0,1</sub> ГОСТ166-80. Точність відповідає 6...8 квалітету, а шорсткість поверхні Ra=2,5..1,25 мкм.+



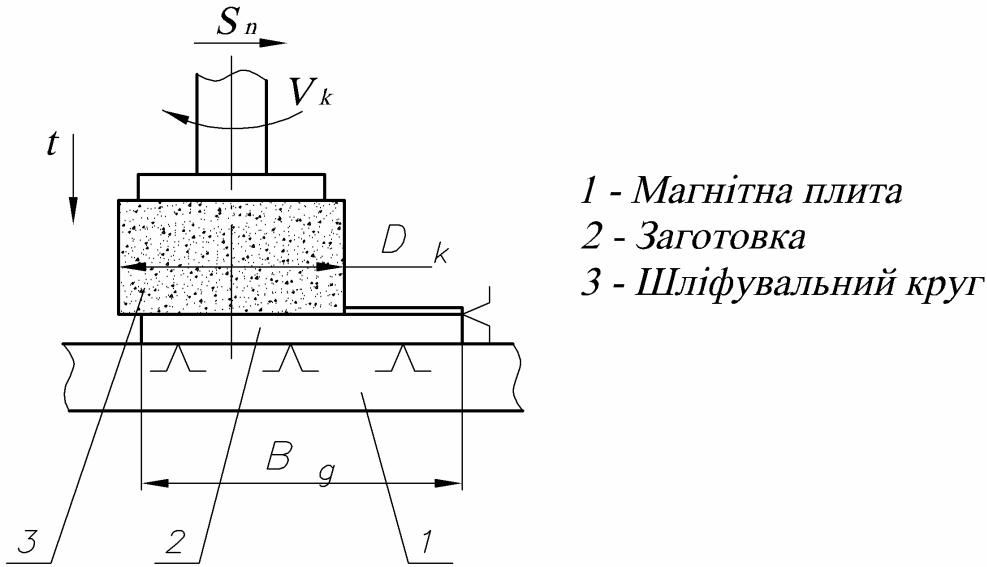


Рисунок 6 – Шліфування стопорних кілець

Отримані деталі промивають в миючій машині М2А, перевіряють точність виконання розмірів і форми поверхонь і передають на склад.

При виготовленні кільцевих канавок Г-подібного профілю необхідно задовольнити вимоги точності до концентричності зовнішнього діаметра відносно осі кільця і перпендикулярність торців до осей основних отворів і поверхонь полицок, а також паралельність торцевих поверхонь.

В крупносерійному і масовому виробництві для контрольних операцій використовують багатомірні індикаторні контрольні пристрої

### **Висновки**

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Приведена конструкція пристрою для виготовлення спіралей шнеків з Г-подібним поперечним перерізом (поличками), як заготовок для стопорних кілець.
2. Розроблений технологічний процес виготовлення стопорних кілець з горизонтальною поличкою забезпечує високі показники якості і точності виробів.

### **Література**

- 1 В.М. Власенко, Г.Ю. Надольний, О.Г. Тархунов, В.А. Крижанівський Технологія ремонту сільськогосподарської техніки: К. Вища школа, 1992, 312 с.
- 2 Основы теории расчета сельскохозяйственных машин на прочность и надежность. Под редакцией Волкова П.М., Генельбаума М.М. Машиностроение, М., 1977, 310 с.
- 3 Болотин В.В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. М. Машиностроение, 1984, 312 с.
- 4 Рогатинський Р.М., Гевко І.Б. Експлуатаційні основи прогнозування механізмів осьового стопоріння ходових вузлів машин. Вісник Харківського державного технічного університету СГВ. Випуск 17, 2003 р, С. 14-18.
- 5 Декларативний патент України №50967. Гевко І.Б. Механізм осьового стопоріння деталей. Бюл. №11, 2002.

УДК 658.51:004.73

**Ковалевская Е.С.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

**МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ  
ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ОПТИМАЛЬНОЙ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ  
ИНСТРУМЕНТА**

*In a paper the problems of optimization of technological processes are considered. The technique of security of an exactitude on a rigidity of a technological system is offered. The application of the given technique to optimization of technological processes is analyzed.*

***Введение***

Среди современных проблем машиностроения, одной из самых актуальных является проблема оптимизации технологических процессов. Большое внимание обращается на оптимизацию процессов обработки деталей резанием, выбор наилучшего варианта технологического перехода и операции.

Известными методами невозможно получить оптимальный технологический процесс. Сложность данной задачи заключается в том, чтобы было учтено максимальное количество факторов, действующих процессе резания, а также требования, предъявляемые к точности и качеству поверхностного слоя деталей.

***Анализ исследований и публикаций по проблеме***

Все исследования, направленные на оптимизацию технологических процессов выполняются с помощью методов математического моделирования, которые не позволяют учесть все факторы и связи, влияющие на закономерности хода процесса [1]. Т.е. главным недостатком этих методов является невозможность моделирования технологического процесса с большим количеством переменных. Задача усложняется еще и тем, что для получения математических моделей реальных систем требуется информация, которую невозможно формализовать. Возникает проблема принятия решения в условиях неформализуемой исходной информации.

Причем, математические методы характеризуются наличием целевой функции, а также граничными условиями [2], что значительно затрудняет комплексное исследование и делает невозможным прогнозирование результата в полной мере.

Решение таких задач возможно с помощью искусственных нейронных сетей, которые работают с любым количеством входных переменных, одновременно “сглаживая переходы” и аппроксимируя недостающие величины [3].

Применение аппарата нейронных сетей позволяет уменьшить вероятность ошибки, связанной с получением необходимой точности, автоматически регулируя возможные варианты, тем самым прогнозировать лучший вариант функционирования системы. Важно отметить, что сети с однородной структурой позволяют просто и эффективно решить задачу воссоздания образов по неполной и искаженной информации. Имея невысокую емкость, сети не просто запоминают данные, а позволяют проводить их обобщение, что просто необходимо в изменяющихся условиях.

Такой подход позволяет выявить не только функциональную зависимость, но и вскрыть механизм формирования тех или иных показателей.

Целью работы является совершенствование методики оптимизации технологических процессов изготовления деталей на основе комплексного подхода с помощью нейросетевых технологий, позволяющих учитывать влияние всех факторов без введения граничных условий.

### ***Методика работы***

Объектом исследования выбран технологический процесс обработки сложных корпусных деталей на станках с ЧПУ машиностроительных и станкостроительных заводов: редуктора, коробки скоростей, подушки прокатных станов и др. Т.е. прежде всего это заготовки сложной конфигурации, для изготовления которых требуются дорогостоящие станки, технологическая оснастка и режущий инструмент и затрачивается значительное вспомогательное время.

Вообще при обработке на станках с ЧПУ особое внимание уделяется составлению программ, кодированию и проектированию технологических процессов. Тем более, что технологическая подготовка обработки заготовок на станках с ЧПУ отличается сложностью технологических задач, которые должны решаться при создании управляющей программы с целью наиболее эффективного использования дорогого оборудования [4].

В работе поставлена задача: оптимизировать технологический процесс обработки на станке с ЧПУ с учетом системы жесткости станка, траектории и последовательности обработки.

Обеспечение максимальной жесткости технологической системы является существенным требованием, способствующим повышению эффективности работы на станках [5].

Информационная модель пространственной жесткости представлена на рисунке 1.

В данном случае жесткость определяется производственным методом, учитывая погрешности исходной и обработанной заготовки. При изменении режимов резания изменяются усилия и величина деформации.

Автоматически корректируется траектория движения инструмента. Проанализировав систему данных, корректируем режимы резания.

Комплексное моделирование позволяет учесть не только все внешние воздействия, но и самое главное проследить влияние факторов друг на друга и на систему в целом.

Для того, чтобы построить математическую модель жесткости станка необходимо провести обработку одной из поверхностей детали (например, фрезерование шпоночного паза) и установить величину отжатия элементов станка, инструмента, вибраций, возникающих усилий.

Зная режимы резания (скорость вращения, подача, глубина резания), а также траекторию движения инструмента, можно определить взаимосвязь между этими величинами и выявить оптимальную траекторию движения инструмента для всех поверхностей. (т.е. имеется функция коррекции в любой точке траектории).

Таким образом, в данной комплексной модели можно проследить взаимосвязь всех параметров, которые действуют в процессе обработки.

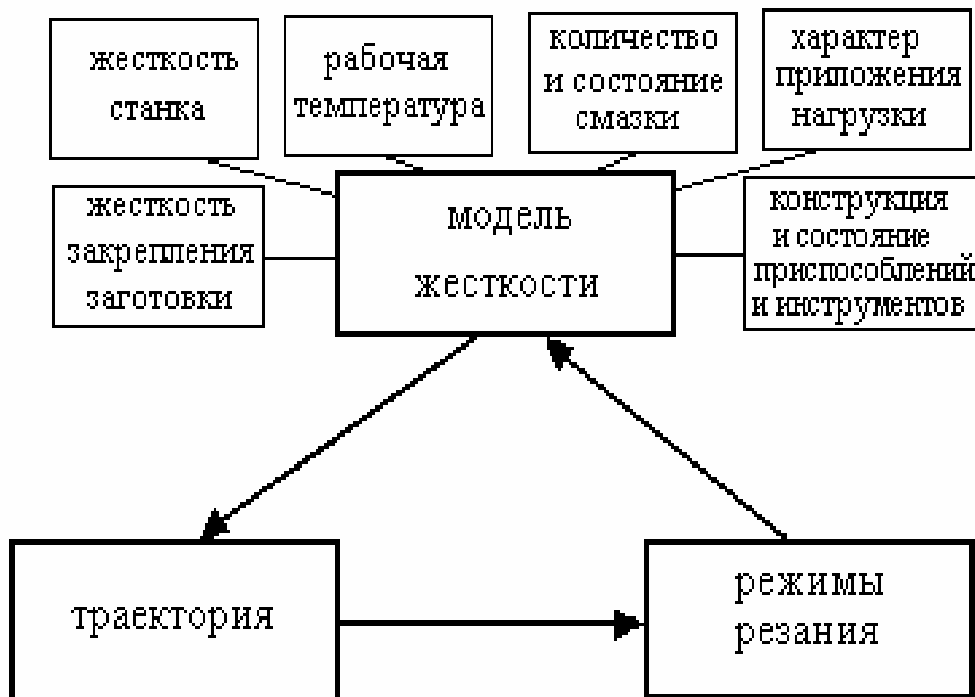


Рисунок 1 - Информационная модель пространственной жесткости.

Причем движение инструмента должно происходить с максимальным сокращением числа холостых ходов. Нейросетевой анализ позволяет решить так называемую задачу "коммивояжера", т.е. задача оптимальной траектории, которая заключается в минимизации числа проходов через одну и ту же точку. Особенно это важно при выборе

последовательности обработки отверстий в корпусной заготовке, имеющей большое число отверстий, расположенных с разных сторон и обрабатываемых с различной точностью, т.к. эта последовательность имеет большое значение для производительности операций, выполняемых на обрабатывающем центре.

А т.к. на данном оборудовании выполняются практически все процессы обработки резанием (сверление, зенкерование, развертывание, растачивание, нарезание резьбы, а также фрезерование плоскостей и сложных контуров), то только применение комплексной модели дает возможность разработать такую траекторию обработки, чтобы с учетом жесткости, производительности, требуемого качества обеспечить требуемую точность обработки. Таким образом, решается сложная технологическая задача по технологической подготовке обработки заготовок на станках с ЧПУ при создании оптимальной управляющей программы с целью наиболее эффективного использования дорогого оборудования.

### ***Выводы***

Предложенная методика прогнозирования и обеспечения точности обработки по жесткости технологической системы с учетом оптимальной траектории движения инструмента является основополагающей для создания комплексной математической модели, отражающей ход технологического процесса обработки заданного объекта.

Применение данной методики к оптимизации технологического процесса позволяет максимально уменьшить количество бракованных деталей, износ инструмента, а также повысить производительность.

### **Литература**

- 1 Косилова А.Г., Мещеряков Г.К. "Справочник технолога-машиностроителя", В 2-х томах, т 2 4 изд. перераб. и доп.-М. Машиностроение, 1985 г., 496 стр.
- 2 Скурихин В.И., Шифрин В.Б., Дубровский В.В."Математическое моделирование"-К.:Техніка, 1983г.,270 стр.
- 3 Райбман Н.С. "Основы управления технологическими процессами ". Изд. Наука, М.,1978, 440 стр.
- 4 Капустин Н.М.," Автоматизация машиностроения: Учеб. Для втузов/Н.М.Капустин, Н.П.Дьякова, П.М.Кузнецов; Под ред. Н.М.Капустина.- М.:Вышш.шк.,2002.-223 с."
- 5 Фадеев Л.Л., Албагачиев А.Ю., Повышение надежности деталей машин. - М.: Машиностроение, 1993,96с.

УДК 621.9

**Порохня С.В.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СТАЛЬНЫХ ОТЛИВОК, ПОЛУЧЕННЫХ ПРИ ЛИТЬЕ ПО ГАЗИФИЦИРУЕМЫМ МОДЕЛЯМ**

*Research influence of material of form on протекание process of saturation by carbon to surfaces of steel casting. Developed technological conditions of fabrication of steel casting allow to get them with differentiated characteristics of surface.*

### **Введение**

При литье по пенополистироловым моделям происходит значительное науглероживание поверхностного слоя стальных отливок, что затрудняет механическую их обработку, а в некоторых случаях влияет на служебные свойства отливок. Цель работы - получение точных отливок и уменьшение или устранение процесса науглероживания их поверхности.

### **Результаты исследований**

Исследовали влияние формовочного материала на протекание процесса науглероживания, измеряя твердость поверхности отливок и изучая их микроструктуру. Твердость поверхности стальных отливок, полученных, используя пенополистироловые модели, изготовленные по традиционной технологии (время выдержки гранул на воздухе -24 часа, время стабилизации молей -24 часа, давление пара 0,15-0,2 Мпа -"статический" режим обработки гранул пенополистирола, охлаждение в модели в емкости с водой), приведена в табл. 1.

Как видим из табл.1 , стальные отливки (сталь 30), полученные при литье в сухой кварцевый песок по пенополистироловым моделям, изготовленных по традиционной технологии имеют высокую твердость поверхности. Наименьшую твердость поверхности имеют стальные отливки, изготовленные по пенополистироловым моделям с кажущейся плотностью 20 кг/м<sup>3</sup> и толщиной 10 · 10<sup>-3</sup> м - 241 НВ, а наибольшую, наблюдали у отливок, изготовленных из пенополистироловых моделей с кажущейся плотностью 40 кг/м<sup>3</sup> и толщиной 30 · 10<sup>-3</sup> м.

Таблица 1 Твердость поверхности стальной отливки, изготовленной по традиционной технологии

Кажущаяся плотность модели, кг/м <sup>3</sup>	Твердость поверхностного слоя, НВ		
	Толщина отливки, 1 · 10 <sup>-3</sup> м		
	10	30	50
20	241	269	248
30	293	311	302
40	352	363	341

Использование пенополистироловых моделей с высокой кажущейся плотностью ведет к увеличению твердости поверхностного слоя стальной отливки, так увеличение кажущейся плотности с 20 до 40 кг/м<sup>3</sup>, повышает твердость поверхности в 1,37-1,46 раза. Высокая твердость поверхности

стальных отливок, свидетельствует о протекании процесса науглероживания поверхностного слоя и возникновение восстановительной атмосферы в форме при затвердевании металла.

В табл. 2 приведена твердость поверхностного слоя стальных отливок, полученных литьем по пенополистироловым моделям в сухой и увлажненный кварцевый песок, изготовленных, используя "динамический" режим тепловой обработки гранул пенополистирола (время выдержки гранул на воздухе -24 часа, время стабилизации моделей -8 часов, давление пара 0,01-0,015 Мпа) и циклического режима охлаждения пресс-формы (чередование охлаждением водой и на воздухе).

Как видим из таблицы 2, при литье в сухой кварцевый песок без связующего по пенополистироловым моделям, изготовленных в автоклаве, используя "динамический" режим обработки гранул пенополистирола, циклический режим охлаждения модели, твердость поверхности стальной отливки уменьшилась, хотя она еще достаточно высока.

Таблица 2 -Твердость поверхности стальной отливки в зависимости от формовочного материала

Кажущаяся плотность модели, кг/м <sup>3</sup>	Толщина отливки, м	Твердость поверхности отливки, НВ					
		Время выдержки моделей на воздухе, час					
		Сухой песок			Влажный песок		
		1	8	24	1	8	24
20	10	201	212	217	146	152	159
	30	217	229	241	143	146	152
	50	207	217	223	140	146	149
30	10	248	255	262	167	174	183
	30	255	269	277	163	163	174
	50	248	262	269	156	159	163
40	10	293	302	311	192	201	207
	30	302	311	321	183	192	201
	50	285	295	302	187	192	197

Еще большего снижения твердости поверхности стальных отливок можно было ожидать, если бы характер изменения температуры при нагреве и охлаждении гранул пенополистирола совпадали точно, тогда структура пенополистирола была бы идеально равновесной [1,2]. Использование "динамического" теплового режима и циклического режима охлаждения практически позволяет приблизиться к созданию условий получения равновесной структуры пенополистирола. Как видим из табл.2 , твердость поверхности стальной отливки, полученной по пенополистироловым моделям, залитая металлом через 1 час после выдержки моделей на воздухе, наименьшая. С увеличением времени выдержки пенополистироловой модели на воздухе, твердость поверхности стальной отливки возрастает в среднем на 8%. Это связано с протеканием процесса стеклования полимера, в результате чего скорость газификации пенополистирола уменьшается, что ведет к увеличению количества жидких продуктов деструкции пенополистироловой модели, которые являются прекрасными карбюризаторами, разлагаясь при нагреве создают восстановительную атмосферу, способст-

вугля інтенсивному протеканню процесу науглероживання поверхностного слоя отливки.

Найбільша твердість поверхностного слоя спостерігається у сталевих литвинок товщиною  $30 \cdot 10^{-3}$  м. Використання пенополістиролових моделей підвищеної кажущоїся густоти ( $40 \text{ кг/м}^3$ ) веде до збільшенню твердості поверхності литвинки, але приміняючи фактор - час видержки моделей на повітрі перед залівкою, можна досягти твердості зовнішнього слоя литвинки, як у литвинок, але виготовлених з меншою кажущоїся густоти. Так, твердість поверхності сталевий литвинки, отриманої при литві по пенополістироловий моделі з  $\rho=20 \text{ кг/м}^3$ ,  $l=50 \cdot 10^{-3}$  м,  $\tau_{\text{мод}}=24$  годин складала 223 НВ. Твердість поверхностного слоя у литвинок, виготовлених по пенополістироловим моделям з  $\rho=40 \text{ кг/м}^3$ ,  $l=50 \cdot 10^{-3}$  м,  $\tau_{\text{мод}}=1$  годин во вологий пісок складала 192 НВ. Отже, при використанні пенополістиролових моделей підвищеної кажущоїся густоти, необхідно скорочувати час їх видержки на повітрі перед залівкою, щоб запобігти збільшенню твердості поверхностного слоя сталевий литвинки.

Найбільшу твердість поверхності сталевий литвинки - 321 НВ спостерігали, при використанні пенополістиролових моделей з  $\rho=40 \text{ кг/м}^3$ , товщиною  $30 \cdot 10^{-3}$  м і залиті в сухий пісок через 24 годин після спекання моделі в автоклаві. Використання зволоженого кварцевого піску, дозволяє створити умови, що наближаються до способу лити в пісчано-глинисті форми. Твердість поверхностного слоя сталевих литвинок, отриманих в таких умовах, зменшилася практично в 1,6-1,7 рази, що дозволило наблизитися до вимогам, пред'явлюваних ГОСТом до литвинок зі сталі 30Л. Це можна пояснити тим, що навколо литвинки створюється окислювальна атмосфера, в результаті концентрація вуглеводородів поблизу поверхності металу зменшується, за рахунок протікання реакцій конверсії вуглеводородних газів парами води. З збільшенню часу видержки пенополістиролових моделей на повітрі перед залівкою, твердість зовнішнього слоя сталевий литвинки, як і при литві в сухий кварцевий пісок, зростає. При литві по пенополістироловим моделям в сухий кварцевий пісок, з збільшенню товщини литвинки, при використанні зволоженого піску як формувального матеріалу, твердість поверхності литвинки зменшується, незалежно від кажущоїся густоти моделей. Як показали дослідження мікроструктур, з'являється обезуглерожений шар. З збільшенню товщини сталевий литвинки, товщина обезуглероженого слоя зростає, крім того зростає і глибина науглероженого слоя, так як відбувається вирівнювання сорбованого поверхністю вуглероду в тілі литвинки, в результаті твердість поверхностного слоя зменшується. У тонкостінних сталевих литвинок, товщина науглероженого слоя невелика, але концентрація вуглероду настільки висока, що спостерігали з'явлення перлітного слоя з цементитною сіткою. Структура в центрі сталевий литвинки феррито-перлітна, крупнозерниста, мікротвердість ферриту складала 280-290 НВ, перліта - 335-340 НВ.



Полученные данные, анализ условий, при которых пенополистироловые модели соответствуют 2 классу точности и достигалась высокая заполняемость формы дополнили данными о твердости поверхности стальных отливок (табл. 3).

Таблица 3 -Твердость поверхности стальных отливок, при литье в формы с увлажненным песком по пенополистироловым моделям 2 класса точности

Кажущаяся плотность модели, кг/м <sup>3</sup>	Время активации гранул, час	Время стабилизации моделей, час	Заполняемость формы, 1·10 <sup>-3</sup> м	Твердость поверхности отливки, НВ					
				Толщина отливки, 1·10 <sup>-3</sup> м					
				Сухой песок			Влажный песок		
				10	30	50	10	30	50
20	24	8	197,7	212	229	217	152	146	146
30	24	8	160,3	252	269	277	174	163	159
40	24	1...24	137,6-89,1	311	321	302	207	201	197

Проведенные исследования (табл. 3), позволили найти технологические режимы изготовления пенополистироловых моделей, позволяющие получать их 2 класса точности, при этом обеспечивается высокая заполняемость формы и в зависимости от условий формовки (в сухой песок или увлажненный) ориентировочно знать получаемую при этом твердость поверхности стальной отливки.

Использование комбинированной формовки пенополистироловых моделей, а именно: обкладка увлажненным песком поверхностей пенополистироловых моделей, которые образуют при заливке в отливке поверхности, подвергающиеся механической обработке, а остальные поверхности моделей - сухим кварцевым песком, в результате, эти поверхности в отливке будут обладать высокой твердостью, следовательно высокой износостойкостью, то есть получим отливку с дифференцируемыми свойствами поверхности.

### **Выводы**

Таким образом, твердость поверхности стальных отливок при литье по пенополистироловым моделям, полученных при применении "динамического" теплового режима обработки гранул пенополистирола и циклического режима охлаждения моделей, в 1,12 раза при литье в сухой песок, и в 1,5-1,8 раза меньше при литье в увлажненный кварцевый песок, по сравнению с отливками, изготовленными по традиционной технологии. Разработанные технологические условия изготовления стальных отливок позволяют получать их с дифференцируемыми свойствами поверхности.

### **Литература**

- 1 Каргин В.А. Современные проблемы науки о полимерах. - М.: МГУ, 1962. - С. 120-122.
- 2 Каргин В.А., Слонимский Г.Л. Краткие очерки по физико-химии полимеров - М.: Химия, 1967. - 83 с.

УДК.621.7.04.

**Маковецкий А.В.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПОЛУЧЕНИЕ МНОГОПОЛОСТНЫХ ИЗДЕЛИЙ РОТАЦИОННОЙ ФОРМОВКОЙ НА СТАНКАХ ТОКАРНОЙ ГРУППЫ**

*In the present article the competitive technologies of deriving of composite multicavity items such as shells are resulted. The mathematical model of a choice of manufacturing processes is developed.*

### **Введение**

В настоящее время на токарно-давилных станках выполняют ряд процессов формообразования формы без снятия стружки или с минимальными потерями металла. К таким процессам относится и ротационная формовка. Исследованию этих процессов посвящена работа [1-3].

Известны многополостные изделия сложной формы, такие как теплообменники, реакторы различного типа и др., которые являются комбинированными и состоят из отдельных элементов [2]. Повышение производительности процессов изготовления как этих изделий так и заготовок для них достаточно сложная задача. Однако существует путь ее решения, заключающийся в снижении металлоемкости за счет использования технологий локального деформирования полуфабрикатов из проката. Это влечет уменьшение трудоемкости и естественно повышение производительности процесса изготовления, что можно получить за счет перехода на использование новых технологий по схеме полуфабрикат- заготовка.

Такой подход был использован при получении многополостных изделий из труб [3].

В качестве иллюстрации можно привести следующее изделие (рисунок 1).

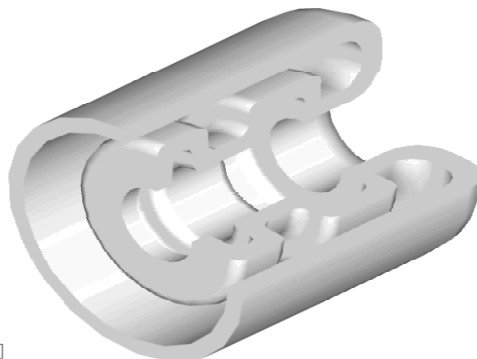


Рисунок 1- Многополостное изделие типа теплообменника

Элемент представленного многополостного изделия в процессе промужуточного деформирования представлен на рисунке 2.

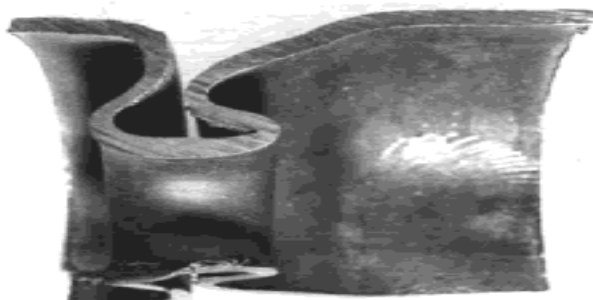


Рисунок 2- Фрагмент многополостного изделия изготавливаемого ротационной формовкой

Технологический процесс изготовления показанного на рисунке 1 изделия с использованием традиционной технологии показан на рисунке 3.

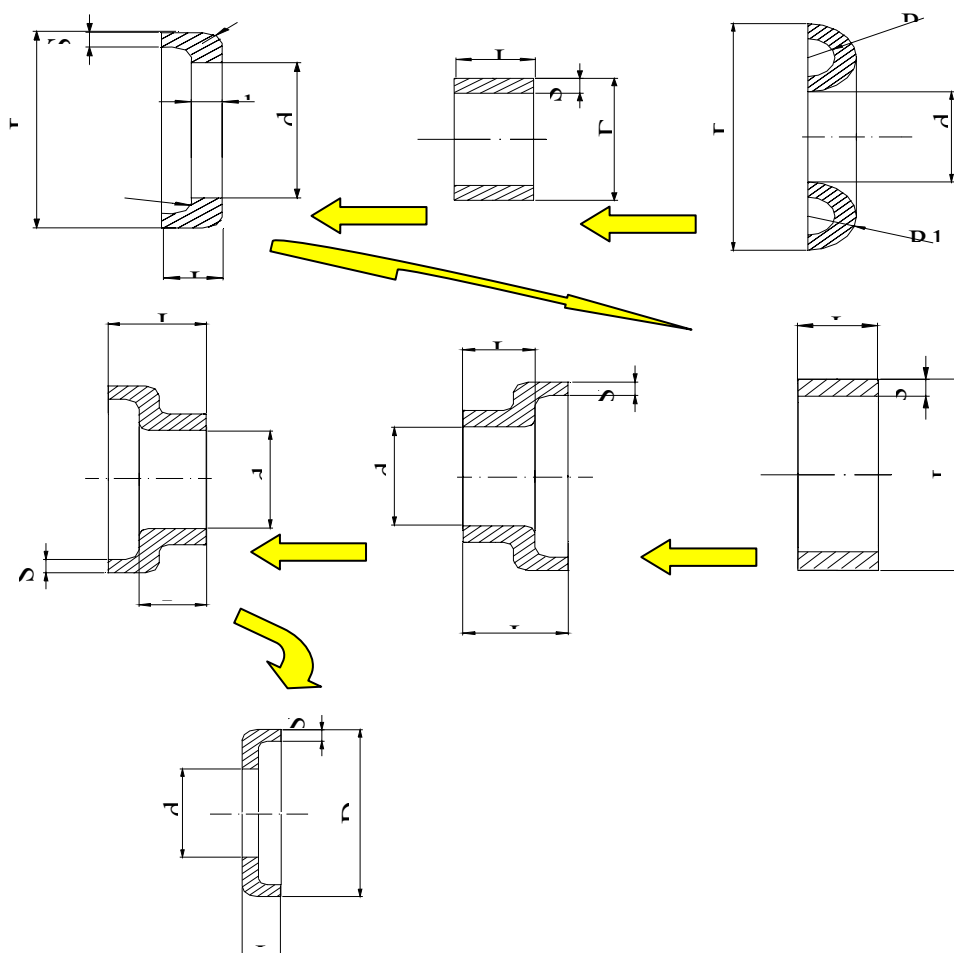


Рисунок 3- Технологический процесс получения изделия до применения эффективной технологии

Сравнительная оценка технологий, а следовательно и изделий вызывает определенные трудности. Одним из наиболее эффективным является подход приведенный в работе [4]. В этом труде предпринята попытка моделирования расхода металла в типовых техпроцессах формообразования. Со своей стороны предлагается подход, основанный на понятии ресурсных функций как наиболее приемлемом.

Математическая модель технологического ресурса изделий получаемых ротационной формовкой и альтернативными технологическими приемами

Ресурсные функции описывают любой вид ресурса материальный или технологический, в частности изделий получаемых ротационной формовкой.

Предлагаем следующее описание ресурсных функций в виде

$$R_i(x_1, \dots, x_k, t),$$

при этом практически предпочтительно воспользоваться относительным ресурсными функциями типа:

$$r_i = \frac{R_i(x_1, \dots, x_k, t)}{R_{\max}},$$

где  $x_1 \dots x_k$  - ресурсные параметры,  $R_{\max}$  - максимальное значение ресурсной функции,  $t$  - условное время или вид времени  $t/T$ ,  $T$  - рассматриваемый временной период.

В нашем случае ресурсные функции могут быть объединены:

$$r_1(x_1 \dots x_k, R_{\max}, t),$$

$$r_m(x_1 \dots x_p, R_{\max}, t)$$

где  $k, p$  число параметров,  $m$  - номер ресурсной функции.

Предположительный вид простых ресурсных функций как функции одного параметра:  $r = b * t$  - постоянный ресурс;  $r = a * e^{-bt}$  - падающий ресурс;  $r = a * e^{bt}$  - возрастающий ресурс.

Вводим значение показателя уровня предельного ресурса как:

$$[M] = \int_0^a \int_0^b \int_0^c \dots \int_0^d \sqrt{r_1^2(x_1 \dots x_k) + \dots + r_n^2(x_1 \dots x_z)} dx_1 \dots dx_z dt \quad (1)$$

где  $a, b, c$  - верхний предел изменения ресурса,  $d$  - предел изменения условного времени.

Полученные значения интеграла иллюстрируются в пространстве трех измерений

Причем время принимается с шагом:  $t = 1, 2, 3, \dots$ , либо с шагом  $\Delta t = 5$ , т.е. :  $M = F(x_1, x_2, \dots, t)$





## РАЗДЕЛ 5

### Моделирование и оптимизация элементов технологической системы

УДК 621.9.025

**Мироненко Е.В., Васильева Л.В.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

#### **К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ВЕСОМОСТИ КРИТЕРИЕВ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ ВЫБОРА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА И РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ**

*In clause the question of improvement of a technique of statistical examination for definition of importance of criteria is considered by optimization of a choice of the cutting tool and modes of cutting.*

#### **Введение**

В технике, как и в других областях деятельности, существует множество проблем, связанных с установлением параметров путем экспертных оценок. Под экспертными методами [1] понимаются формальные и неформальные процессы принятия решений на основе обобщенного опыта специалистов. Достоверность анализа и получаемых оценок существенным образом зависит от совершенства методик опроса экспертов, их компетентности, а также обработки и анализа полученных данных. Анализ показывает, что наиболее типичными задачами, решаемыми экспертными методами, являются: построение структурной схемы показателей качества продукции; определение коэффициентов весомости показателей качества; определение комплексных показателей качества продукции; аттестация качества продукции.

Разработано достаточно большое число экспертных методов [1]: индивидуальные (устные интервью, письменные интервью, морфологический анализ, метод сценариев); комбинированные (метод Дельфи); коллективные (экспертиза без взаимодействия экспертов, экспертиза с взаимодействием экспертов, метод отнесенной оценки, метод комиссий).

Ценность экспертной оценки качества состоит не только в том, что она позволяет предварительно отобрать несколько лучших конструкций для разработки чертежей и последующих испытаний, но и в том, что она указывает пути дальнейшей работы по повышению качества. Для обработки данных экспертизы имеются разработанные математико-статистические методы [2].

В применении к режущему инструменту экспертные методы неплохо себя зарекомендовали, хотя разработано пока мало конкретных рекомендаций. Но имеющиеся данные (к примеру, приведенные в [3,4]) подтвер-

ждают объективность экспертной оценки и возможность рассчитывать коэффициенты весомости свойств качества инструмента по известным условиям их эксплуатации.

Для случая чернового точения на крупных станках недостаточно проработан алгоритм экспертной оценки критериев оптимальности, отсутствует система аксиом для выбора представительного семейства критериев оптимальности.

### ***Основная часть***

Задача принятия решений при получении экспертной оценки может быть записана в виде:

$$\langle S_0, T, Q, S, A, B, f, K, Y^* \rangle,$$

где  $S_0$  - проблемная ситуация, известна;  $T$  - время для принятия решения, известно;  $Q$  - необходимые для принятия решения ресурсы и условия, известны;  $S$  - множество альтернативных вариантов решения;  $A$  - множество целей;  $B$  - множество ограничений;  $f$  - функция предпочтений эксперта;  $K$  - критерий выбора;  $Y^*$  - оптимальное решение.

В связи с необходимостью получить как можно более точные значения коэффициентов относительной важности критериев и отобрать необходимое число критериев для оптимизации режущего инструмента стоит важная проблема формализовать этот процесс и, если нельзя полностью избежать эвристических оценок, то дополнить их более точными и объективными оценками.

Для определения представительного семейства критериев (ПСК) при многокритериальной оптимизации параметров режущего инструмента для крупных токарных станков и режимов резания для крупных токарных станков использовались основные положения теории информации.

Количество информации определялось через энтропию. Вначале обосновывалось целесообразное число критериев в ПСК. Если начальная энтропия системы  $A$  равна  $H(A)$ , а после получения информации она составит  $H_*(A)$ , то внесенная информация составит  $J = H(A) - H_*(A)$ .

В данном случае система состоит из одного элемента - критерия, который может иметь  $m$  состояний ( $m$  - балльность шкалы). Требуется найти максимально возможную энтропию сложной системы, объединяющей  $n$  статистически независимых систем ( $n$ -количество критериев).

Число состояний каждой системы  $N=m$ . Для каждой системы  $H_{\max} = \log(m)$ . Энтропия сложной системы, объединяющей  $n$  статистически независимых систем, равна сумме энтропий этих систем

$$H_{\max} = \sum_1^n \log(m) = n \cdot \log(m). \text{ Т.к. } H_*(A)=0 \text{ (энтропия после получения ин-}$$



формации = 0), то количество информации в зависимости от числа критериев равно  $J(n) = n \log(m)$ .

Для комплекса статистически независимых систем (критериев) приращение количества информации  $\Delta \cdot J$  при увеличении числа критериев равно  $\Delta \cdot J = \frac{1}{n+1} \log(m)$ . Здесь  $\Delta$  - вклад  $(n+1)$  критерия в общее количество информации системы.

По полученным данным был построен график зависимости приращения количества информации от числа критериев (рисунок 1). Из него можно сделать вывод, что при малом числе свойств  $n$  каждое последующее свойство обеспечивает существенное приращение количества информации системы. С увеличением  $n$  это приращение уменьшается.

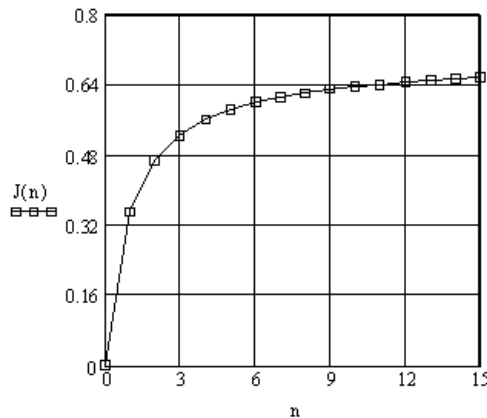


Рисунок 1 – Полученная зависимость приращения количества информации от числа критериев

Количественно величина изменения приращения количества информации оценивается первой производной

$$(\Delta \cdot J)' = \frac{\log(m)}{(n+1)^2}$$

Из графика (рисунок 2) видно, что с увеличением числа критериев более 6 приращение количества информации резко уменьшается (менее 0.5%), а при  $n > 9$  стремится к нулю. В то же время при малых  $n$  ( $n < 4$ ) это приращение велико (более 11%). С другой стороны, из литературных данных по психофизиологическим возможностям человека следует, что число критериев, которые может одновременно анализировать человек, составляет 4...8.

Предложенный способ определения количества критериев не учитывает их важности, но при расположении свойств в ранжированный ряд весомость каждого последующего свойства не превышает весомости предыдущих. С ростом числа свойств весомости количественное влияние на комплексный показатель исследуемого объекта последних критериев ранжированного ряда резко снижаются. Поэтому принимать число критериев

при оптимизации процесса резания и режущего инструмента более 5-8 нецелесообразно.

Для получения представительного семейства критериев для многокритериальной и многопараметрической оптимизации процесса механообработки предлагается следующая система критериев нулевого уровня:

1) Критерий полноты. Использование дополнительных критериев не меняет результаты, а отбрасывание хотя бы одного приводит к изменению результатов.

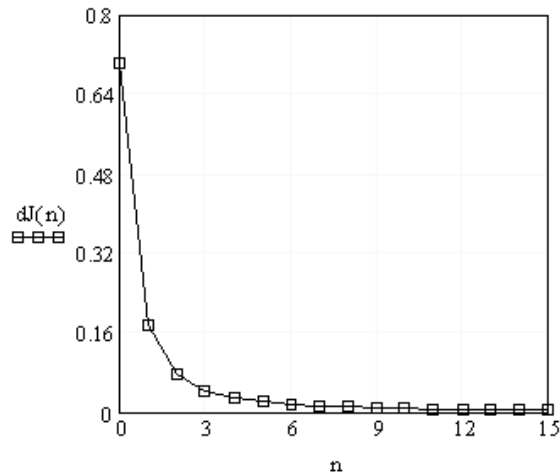


Рисунок 2 – Рассчитанная скорость приращения количества информации при увеличении числа критериев

2) Критерий минимальности. Набор должен содержать как можно меньшее число критериев.

3) Критерий операциональности. Каждый критерий должен иметь понятную формулировку, ясный и однозначный смысл, быть удобным для практических расчетов.

4) Критерий измеримости. Каждый критерий должен допускать возможность количественной оценки.

5) Критерий автономной информативности. Каждый критерий должен содержать возможно больше информации, не исчерпанной информацией, содержащейся в других критериях и не являющейся аддитивной по отношению к последней. Этот критерий имеет особое значение в связи с идеологией многокритериальности.

6) Критерий экономичности. Получение представительного семейства критериев должно требовать минимальных затрат.

Все методы определения структуры критериев, коэффициентов их весомости используют субъективную информацию, получаемую от экспертов и ЛПР. В связи с этим обоснование выбора метода связано с определенными трудностями. Методы, в которых доля формальных преобразований относительно велика, как правило, более надежны, но требуют и

большей работы эксперта. Использование методов, в которых эта доля мала, требует меньшего времени общения с экспертом, но большей его квалификационной подготовки. Обработка полученных данных в соответствии с формальными процедурами метода также обычно требует значительных затрат времени, что может оказаться существенным при подготовке оперативных решений, поэтому все рассматриваемые далее методы были реализованы на ПЭВМ.

Для того, чтобы найти приемлемый критерий оценки экспертных методов для режущего инструмента и провести с его помощью сравнение часто используемых при решении практических задач методов, были рассмотрены и проанализированы следующие методы: ранжирование, прямая оценка в баллах, метод парных сравнений, метод Черчмена-Акофа. К работе были привлечены пять высококвалифицированных экспертов, которые предоставляли информацию, необходимую для применения каждого из рассматриваемых методов.

Анализ полученных результатов позволил сделать следующие выводы:

1. Несмотря на то, что метод Черчмена-Акофа требует наибольшего времени общения с экспертом ( $t_{cp} = 30$  мин), но это время вполне приемлемо, а средняя величина неопределенности системы критериев равна 1.003, что является наименьшим.

2. При равном времени общения с экспертом метод ранжирования дает меньшую величину  $N_{cp}$  по сравнению с методом балльной оценки.

3. Для уменьшения времени общения с экспертом для метода Черчмена-Акофа можно использовать его в паре с методом ранжирования. Алгоритм этого метода представлен на рисунке 3.

Был создан пакет программ EXPERT для проведения экспертной оценки критериев оптимизации режущего инструмента с помощью этого метода и опробован при проведении экспертизы для выбора и анализа критериев оптимальности для их использования инструментальным заводом.

С использованием результатов теоретического анализа, а также усовершенствованной методики экспертизы была осуществлена экспертная оценка для определения представительного семейства критериев оптимальности применительно к трем различным задачам многокритериальной оптимизации. Результаты экспертизы показали следующее (таблица 1).

В сжатом виде 3 рассмотренные ситуации можно характеризовать так:

1. Делать экономно, соблюдая и многие другие критерии.
2. Делать быстро, соблюдая экономию.
3. Обеспечить стабильное качество, соблюдая экономию и сроки поставки.

Представительные семейства критериев для этих ситуаций отмечены в таблице плюсами.

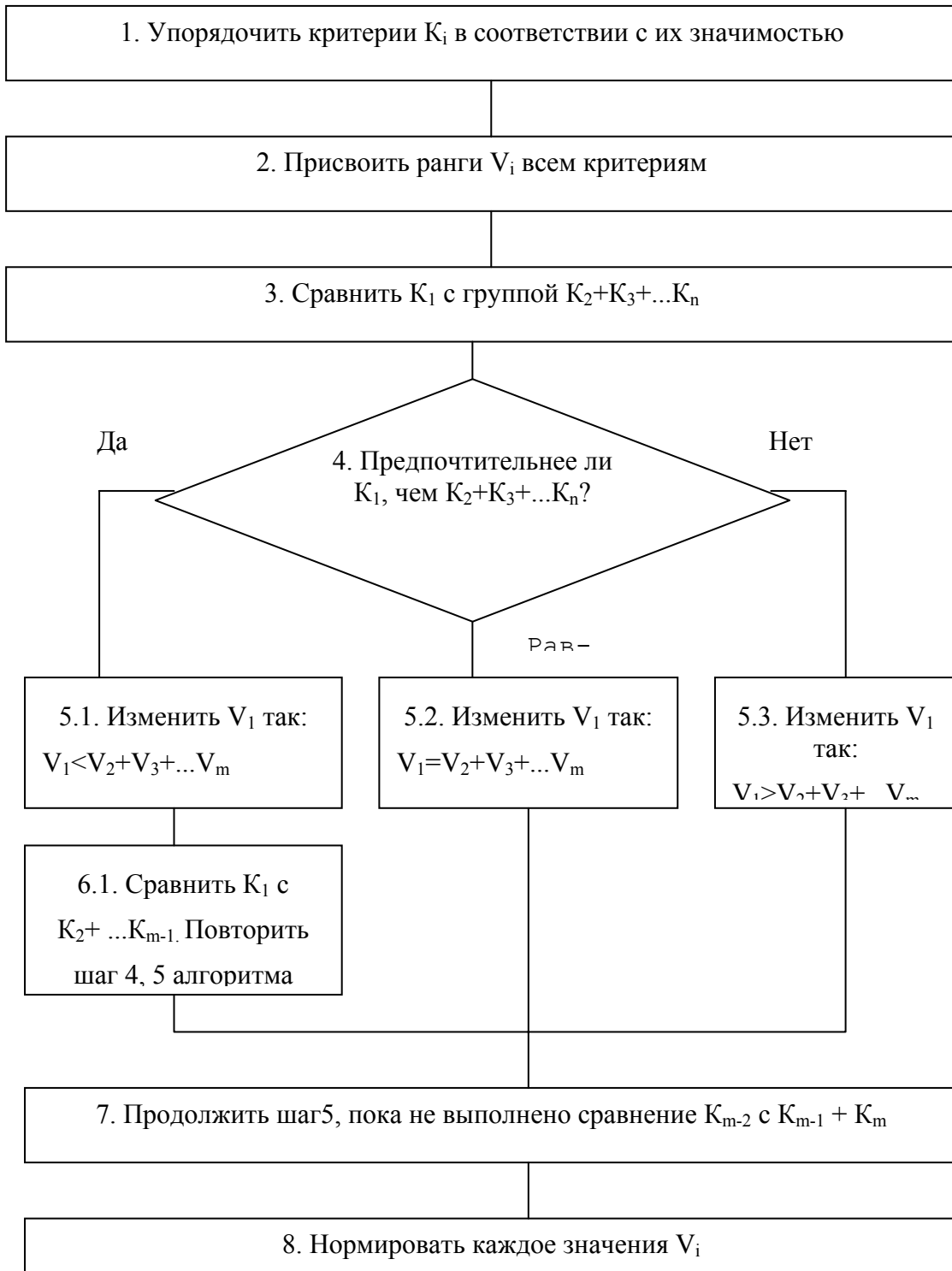


Рисунок 3 – Предложенный алгоритм оценки весомости критериев оптимальности

Таблица 1 – Весомость критериев оптимальности и выбор ПСК для постановки задачи оптимизации

Критерии оптимальности	Производственные и рыночные условия					
	Черновая обработка, поставка в страны СНГ, обычная стоимость заготовки				Чистовая обработка, поставки в дальн. заруб. Высокая стоим.загот.	
	Заказов мало		Заказов много		Эксп. вход оц. в ПСК	
	Эксп. оценка	вход в ПСК	Эксп. оценка	вход в ПСК		
Затраты А	0.3	+	0.3	+	0.3	+
Производительность $t_{шт}$	0.16	+	0.4	+	0.25	+
Напряженность тр. $H_p$	0.19	+	0.1	+	0.15	+
Расход сплава $R_c$	0.15	+	0.1	+		
Расход инстр-та $R_{и}$	0.12	+	0.05			
Стабильность W	0.08		0.05		0.3	+
Доп. ограничения Статьи расходов	$E_1$		$E_2$		$R_a$ $E_2$	

### Выводы

1. С помощью теории информации и, в частности, с использованием энтропийной оценки возможно определить рациональное число критериев оптимальности режущего инструмента и их информативность.

2. В качестве метода математико-статистической экспертизы применительно к определению весомости критериев режущего инструмента и их представительного семейства можно применить гибридный метод (метод Черчмена-Акофа в комбинации с ранжированием), дающий наименьшую величину неопределенности системы критериев.

3. Для формализации понятия “рациональный выбор” критериев оптимальности режущего инструмента целесообразно использовать критерии нулевого уровня.

4. Предложенные три группы критериев и функциональных ограничений отражают различные условия производства, цели работы и ее объекта и могут быть использованы при многокритериальной оптимизации.

### Литература

- 1 Надежность и эффективность в технике: Справочник. В 10-ти т. Т.7.- М.:Машиностроение, 1989.
- 2 Методология системного проектирования инструмента /Г.Л.ХаеТ, В.С. Гузенко, Е.А. Подгора и др.; Под общ. ред. Г.Л.ХаеТа. - Краматорск: ДГМА, 1994 - 132с.
- 3 Ивченко Т.Г. Совершенствование методики экспертной оценки качества режущего инструмента//Надежность режущего инструмента: Сборник статей. Вып.4 - Краматорск:КИИ,1991.
- 4 Сборный твердосплавный инструмент/ Г.Л.ХаеТ, В.М.Гах, Гузенко В.С. и др.- М.:Машиностроение,1989.

УДК 621.822

**Мельник М.С.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ  
ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО ФОТОПРИЕМНИКА С ЛУЧЕМ  
ЛАЗЕРА В АДАПТИВНОЙ СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ**

*The question of definition of an exactitude of an optical meter of a position for system of an adaptive technique surveyed by an exactitude of the machine tool. The mathematical model of interaction of a meter with a ray of the single-mode laser is obtained.*

**Введение**

Тема данной статьи на первый взгляд не относится к проблемам механической обработки, и поэтому требует предварительного рассмотрения решаемой задачи.

Одной из важнейших характеристик качества изделия является его точность. В связи с этим соответствующую важность приобретает задача обеспечения и повышения точности станочного оборудования. Проблеме точности посвящено большое количество работ современных ученых. В большинстве этих работ особо выделяется применение принципа автоматического и адаптивного управления как наиболее перспективного способа повышения точности станочного оборудования. Среди таких работ можно выделить труды Б.М.Базрова [1], А.С.Пронникова [2], Д.Н.Решетова, В.А.Пуша. Непосредственно проблеме адаптивного управления станками посвящены работы Б.С.Балакшина [5].

С помощью адаптивного управления может быть решен сравнительно широкий круг задач управления, повышения производительности и качества работы станочного оборудования. Настоящая статья посвящена проблеме обеспечения динамической точности тяжелых токарных станков путем применения принципа адаптивного управления. В работе [4] автором статьи предложен способ и система компенсации влияния на точность обработки геометрических погрешностей направляющих продольного перемещения, а также упругих и тепловых деформаций элементов суппорта и станины тяжелого токарного станка. Принцип действия системы состоит в стабилизации положения и траектории перемещения рабочего органа относительно эталонной поверхности с помощью следящего привода.

Данный принцип широко используется в копировальных станках для задания траектории перемещения инструмента. Есть единичные попытки применения этого принципа для повышения точности перемещений в легких станках – использование копирной линейки для прямолинейных перемещений [1]. В силу специфики тяжелого станочного оборудования использование копирной линейки не представляется возможным. В первую

очередь по той причине, что на значительных размерах, свойственных тяжелым станкам, над геометрическими погрешностями начинают преобладать тепловые деформации, вызванные неоднородностью теплового поля, а также упругие деформации, вызванные собственным весом узлов и силами резанья. То есть копирная линейка будет иметь все недостатки свойственные направляющим, для компенсации погрешностей которых она предназначена. Еще большую проблему представляет технология изготовления такой линейки и оборудование, которое для этого потребуется.

### ***Основная часть***

Отличительной характеристикой системы предложенной в [4] является использование в качестве копирной линейки луча одномодового лазера. Такое решение позволяет простыми средствами получить эталонную поверхность, обладающую высокой точностью и стабильностью размеров. При использовании одномодового лазера с коллиматором, луч которого представляет собой электромагнитное поле, распределенное вокруг прямой линии (оси луча) по нормальному закону, такая поверхность представляет собой поверхность равной интенсивности электромагнитного поля. Для ясности изложения поверхностью равной интенсивности называется геометрическое место точек в пространстве, для которых амплитуда напряженности электромагнитного поля есть величина постоянная. В луче одномодового лазера с коллиматором таких поверхностей можно провести бесконечное множество и все они будут иметь форму правильного тела вращения весьма близкую к цилиндру, при условии однородности среды, в которой распространяется излучение.

Следует также отметить, что применение для этой цели многомодовых лазерных излучателей неприемлемо, поскольку в силу явления интерференции интенсивность излучения в поперечном сечении луча распределена по сложному закону с несколькими экстремумами, и, следовательно, поверхность равной интенсивности не является телом вращения.

Для использования указанного физического явления в качестве измерительной базы необходимо решить две основные задачи:

1. Разработать конструкцию координатно-чувствительного оптического датчика, способного взаимодействовать каким либо образом с поверхностью равной интенсивности.
2. Разработать математический аппарат для теоретической оценки точности системы.

Из назначения датчика логически вытекают предъявляемые к нему требования. Главным свойством датчика должна быть чувствительность только к поперечному смещению относительно луча и только в направлении одной координатной оси. Отсюда сформулируем основные требования:

1. Выходной сигнал датчика должен представлять собой монотонную функцию от величины поперечного смещения в направлении рабочей координаты.

2. Датчик должен быть нечувствительным к изменению суммарной мощности излучения.

3. Датчик должен быть нечувствительным к перемещениям в направлениях ортогональных рабочему.

4. Датчик должен быть нечувствительным к изменению диаметра поперечного сечения поверхности равной интенсивности.

При формулировании требований следует учесть особенность структуры измерительной системы. Она является следящим приводом, и поэтому от датчика требуется только информация о факте смещения от среднего положения и его знаке, а точность корреляции выходного сигнала и абсолютного значения смещения, в силу симметрии, на точность системы не влияет. Следовательно, можно уточнить второе требование следующим образом: датчик должен быть нечувствительным к суммарной мощности излучения при нулевом смещении (в исходном положении). Правомочность такого допущения будет показана ниже.

Среди известных координатно-чувствительных оптических датчиков можно выделить два основных типа: интерферометры и матрицы фотоэлементов. Оба типа неприменимы для рассматриваемой задачи. Интерферометры на основе плоскопараллельных пластин предназначены для измерения перемещений вдоль оси луча лазера и совершенно нечувствительны к поперечным смещениям. Интерферометры на основе дифракционных решеток измеряют относительное перемещение двух решеток, что также принципиально не подходит для данной задачи. Матрицы фотоэлементов способны реагировать на поперечное перемещение относительно оси луча, но им свойственна низкая разрешающая способность, ограниченная технологически минимальными размерами фотоэлемента (на практике не лучше 0,01мм), а также высокая стоимость и сложность оборудования обработки сигнала.

В работе [4] автором предложен дифференциальный координатно-чувствительный датчик на основе двух фотоэлементов (фотодиодов), размеры чувствительной площадки которых соизмеримы с поперечными размерами луча. Размещение фотоэлементов датчика и схема включения показаны на рисунке 1.

Возможность применения единичных фотоэлементов в качестве координатно-чувствительного датчика выявляется при рассмотрении следующих выражений.



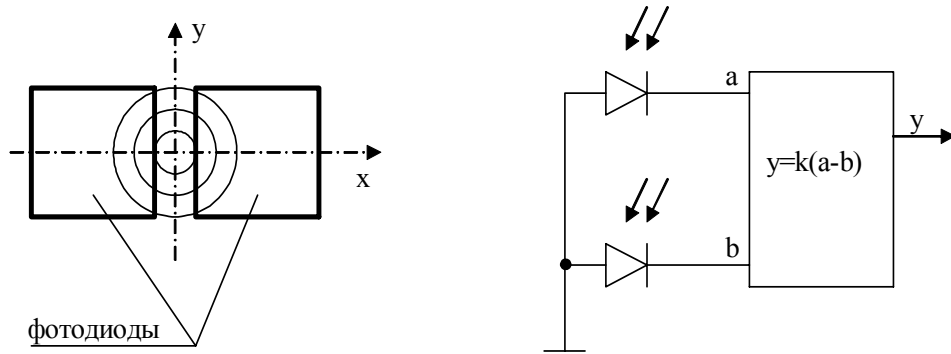


Рисунок 1 – Схема дифференциального координатно-чувствительного оптического датчика

Выходной сигнал (фототок) фотодиода:

$$E \cdot I = \eta \cdot \Phi \quad \text{или} \\ I = \frac{\eta \cdot \Phi}{E} \quad (1)$$

где  $E$  – фотоЭДС, определяется типом полупроводника из которого изготовлен фотодиод;  $I$  – фототок (фактически является выходным сигналом фотодиода);  $\eta$  – КПД преобразования фотодиода, определяемый спектральным составом падающего излучения и материалом фотодиода;  $\Phi$  – поток мощности излучения, падающего на чувствительную площадку фотодиода.

Поток мощности излучения:

$$\Phi = \int_s J(x, y) ds \quad (2)$$

где  $J(x, y)$  – интенсивность излучения в рассматриваемой точке поперечного сечения луча;  $s$  – площадь чувствительной площадки фотодиода.

Из выражений (1) и (2) видно, что при неоднородном распределении интенсивности излучения по чувствительной площадке фотодиода, которое имеет место при освещении лазерным лучом, поток мощности излучения  $\Phi$  на чувствительной площадке фотодиода, а следовательно и фототок будет зависеть от взаимного расположения оси луча и границ чувствительной площадки. Данное умозаключение поясняет рис. 2.

Границы чувствительной площадки на рисунке показаны толстыми линиями. В верхней части рисунка показано поперечное сечение пучка с линиями равной интенсивности, в нижней – распределение интенсивности в продольном центральном сечении. Объем усеченного тела вращения, ограниченного заштрихованными контурами соответствует потоку мощности излучения на чувствительной площадке.

Очевидно, что при изменении положения чувствительной площадки относительно оси пучка в плоскости  $x$ - $y$  будет изменяться световой поток, падающий на площадку, и следовательно выходной сигнал фотодиода.

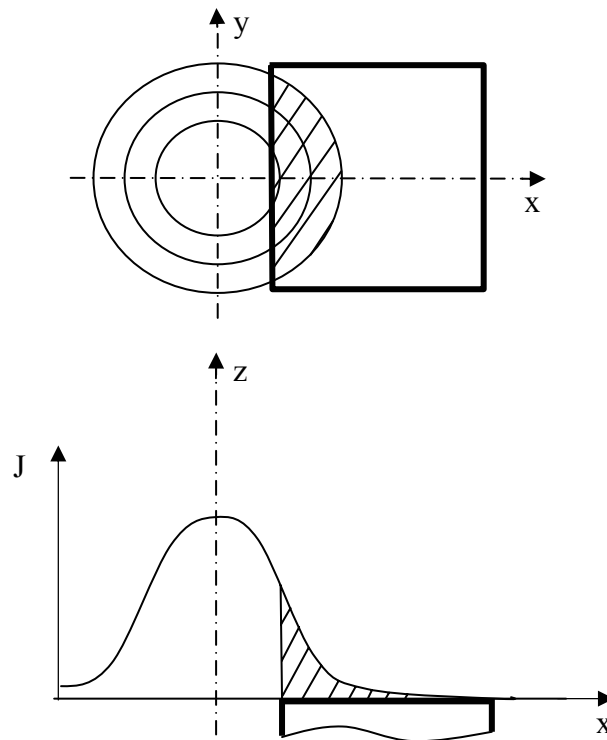


Рисунок 2 – Распределение интенсивности излучения в лазерном пучке и расположение чувствительной площадки фотодиода

Следует отметить, что такой режим фотодиода не является типовым и имеет с ним мало общего, поскольку типовой режим предусматривает регистрацию оптического излучения при равномерном освещении чувствительной площадки. В связи с чем, первостепенное значение приобретает задача построения математической модели взаимодействия такого датчика с лучом лазера и теоретическая оценка его чувствительности.

Под чувствительностью описанного датчика будем понимать минимальное перемещение датчика относительно луча лазера в направлении рабочей координаты, которое вызывает изменение выходного сигнала равное среднеквадратическому значению флуктуаций выходного сигнала неподвижного датчика находящегося в среднем положении. Иными словами чувствительность – это минимальное перемещение, которое датчик еще способен отличить от собственного шума, и определяется оно в первую очередь уровнем собственных шумов фотодиодов и усилителя. Таким образом, задача оценки точности системы сводится к определению перемещения, соответствующего уровню шумов датчика при световом потоке на чувствительных площадках, соответствующем среднему положению датчика относительно луча лазера.

Для отыскания такого перемещения составим передаточную функцию датчика и сравним ее выход с собственными шумами. В качестве вы-

ходного сигнала будем рассматривать разность падений напряжений на входном сопротивлении усилителя, вызванных фототоками фотодиодов, то есть выходное напряжение усилителя при коэффициенте усиления равно единице.

$$U = KR_{ex}(I_1 - I_2) \text{ или } U = R_{ex}(I_1 - I_2) \text{ при } K=1 \quad (3)$$

Здесь предполагаем, что входные сопротивления обеих входных цепей дифференциального усилителя одинаковы, что на практике легко выполнимо. Согласно выражению (1)

$$U = R_{ex} \left( \frac{\eta_1 \cdot \Phi_1}{E_1} - \frac{\eta_2 \cdot \Phi_2}{E_2} \right) \quad (4)$$

Учитывая, что фотодиоды, применяемые в датчике, имеют идентичные параметры, выражение (4) примет вид:

$$U = \frac{R_{ex}\eta}{E}(\Phi_1 - \Phi_2) \quad (5)$$

Световой поток на чувствительной площадке определяется выражением (2), а интенсивность излучения  $J$ , как было сказано выше, для излучения моды  $TEM_{00}$  подчиняется нормальному закону распределения и описывается следующим выражением:

$$J = J_0 \cdot e^{-\frac{r^2}{d^2}} = J_0 \cdot e^{-\frac{x^2 + y^2}{d^2}} \quad (6)$$

где  $r$  – модуль радиус-вектор рассматриваемой точки относительно оси луча;  $x, y$  – координаты рассматриваемой точки относительно оси луча в плоскости, перпендикулярной оси луча;  $J_0$  – интенсивность излучения на оси луча;  $d$  – диаметр луча, измеряемый по поверхности равной интенсивности, для которой интенсивность составляет  $J=J_0(1/e)$ .

Совместив выражения (2), (5) и (6) получим искомую модель взаимодействия датчика с лучом лазера. При этом для упрощения выражения введем вспомогательные переменные относительных координат:

$$a = \frac{x}{d} \text{ и } b = \frac{y}{d}$$

В результате получим

$$U = \frac{R_{ex} \cdot \eta \cdot J_0}{E} \left( \int_{a_{11}}^{a_{21}} \int_{b_{11}}^{b_{21}} e^{-a^2} \cdot e^{-b^2} da db - \int_{a_{12}}^{a_{22}} \int_{b_{12}}^{b_{22}} e^{-a^2} \cdot e^{-b^2} da db \right) \quad (7)$$

Физический смысл пределов интегрирования можно уяснить из рисунка 3. Из рисунка 3 видно, что для левого и правого фотодиодов пределы интегрирования по оси  $b$  или  $y$  совпадают, т.е.  $b_{11}=b_{12}$ ,  $b_{21}=b_{22}$ . Тогда анализ выражения (7) выявляет, что при перемещении датчика вдоль оси  $b$  относительно лазерного луча при среднем положении по оси  $a$  значение выходного сигнала останется нулевым, т.к. значения слагаемых в скобках

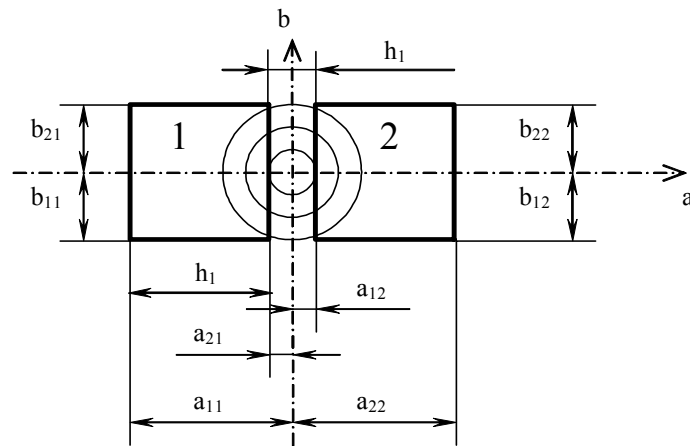


Рисунок 3 – Определение пределов интегрирования

будут равны между собой. Таким образом выполняется одно из требований предъявляемых к датчику – отсутствие размерной чувствительности в направлении ортогональном рабочему. При детальном рассмотрении полученной модели видно, что для среднего положения выполняются все остальные требования. Среднее положение датчика соответствует установившемуся режиму и определяет точность системы. Отклонение от среднего положения происходит только в момент действия внешнего возмущения, а для возврата системы в среднее положение необходимо выполнение только первого требования – монотонность передаточной функции.

В выражении (7) искомой величиной чувствительности является относительная координата  $a$  или абсолютная  $x$  смещения датчика относительно оси лазерного луча. Эта величина косвенно присутствует в пределах интегрирования. В целях упрощения выражений приведем формулы для пределов интегрирования отдельно:

$$a_{11} = a - h - 0.5 \cdot h_1; \quad a_{21} = a - 0.5 \cdot h_1; \quad a_{12} = a + 0.5 \cdot h_1; \quad a_{11} = a + h + 0.5 \cdot h_1$$

где  $h$  – размер стороны чувствительной площадки фотодиода;  $h_1$  – расстояние между чувствительными площадками фотодиодов.

Аналитическое отыскание первообразной для функции вида  $e^{-x^2}$  не представляется возможным, поэтому для отыскания приближенного решения имеет смысл прибегнуть к численным методам. Построив график функции по выражению (7) показанный на рисунке 4 (для простоты в расчетах использовалась только часть выражения в скобках), можно увидеть, что при  $U \neq 0$  такое уравнение будет иметь два решения. Нас интересует меньшее по модулю значение решения, т.к. именно оно соответствует рабочему режиму датчика. Второе решение соответствует выходу луча за пределы рабочей области датчика и описывает ширину зоны захвата датчика.

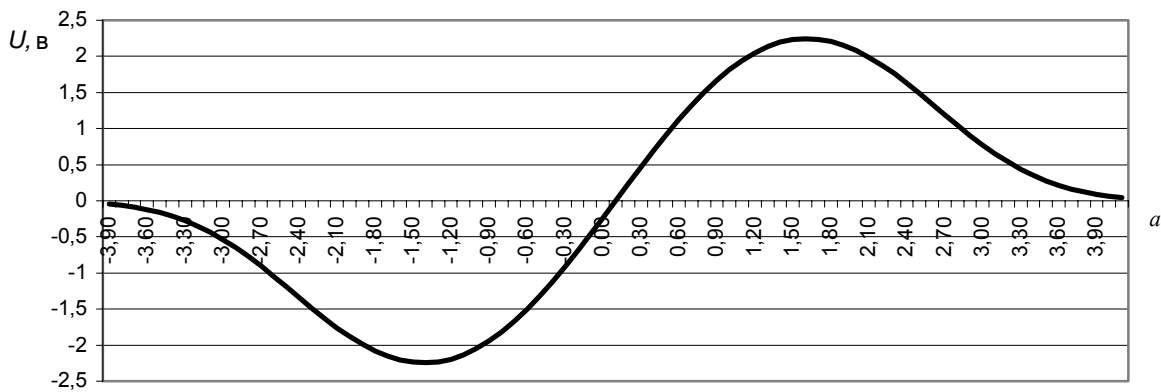


Рисунок 4 – передаточная функция датчика

Более сложной задачей оказалось построение модели собственных шумов фотодиодов и усилителя. Шумовая компонента фототока складывается из различных составляющих различной природы, каждая из которых описывается отдельной достаточно сложной математической моделью. Кроме того, уровень и соотношение этих составляющих может сильно изменяться в зависимости от особенностей конструкции, условий эксплуатации и режима работы фотодиода и усилителя. По этой причине оказалось целесообразным прибегнуть к эксперименту. Уровень шумов датчика был измерен для пяти одинаковых образцов датчика на основе фотодиодов серии ФД263 и интегрального усилителя серии К544УД2А. Измерение производилось с помощью осциллографа модели С1-118 и фильтра нижних частот второго порядка с частотой среза 1 кГц при освещении датчика лазерным лучом мощностью 1,2 мВт от излучателя типа ЛГН-207А. Применение фильтра и выбор его частоты среза основано на том соображении, что шумы, способные повлиять на точность системы, находятся в частотной полосе пропускания следящего привода подачи станка, соответственно измерять их необходимо в этой же полосе частот. Частота среза 1 кГц соответствует наиболее современным приводам с ШИМ.

Схема экспериментальной установки показана на рисунке 5.

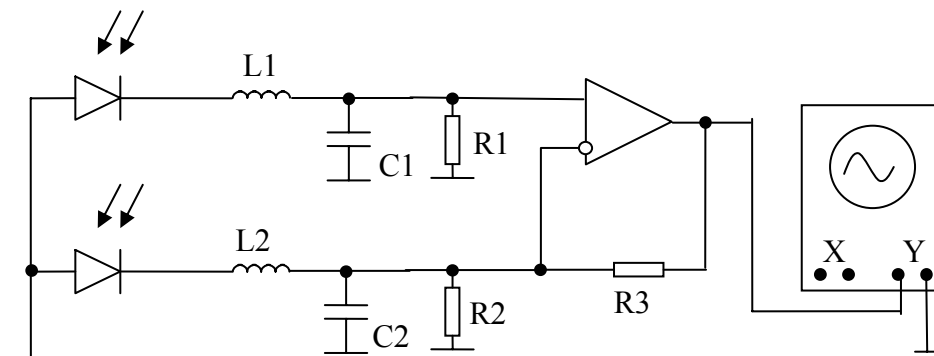


Рисунок 5 - Схема экспериментальной установки для измерения собственных шумов датчика

В эксперименте измерялось амплитудное значение флуктуаций выходного напряжения усилителя, которое затем было приведено ко входу усилителя делением на коэффициент усиления. Для исследованных образцов уровень шума составил от 18 до 65 мкВ. Для дальнейших расчетов использовалось худшее значение 65 мкВ.

### **Выводы**

Поиск решения по уравнению (7) производился на ЭВМ по методу последовательных приближений (половинного деления) в окрестности точки 0 (среднее положение датчика). По результатам расчетов теоретическая чувствительность датчика составила 0,78 мкм. Точная экспериментальная оценка чувствительности оказалась невозможной в силу отсутствия приспособлений микроперемещения с достаточной разрешающей способностью. Однако, практическая проверка на имеющемся стенде с разрешением 0,01 мм подтвердила, что порог чувствительности датчика значительно меньше цены деления прибора.

Дальнейшим направлением работы в этой области предполагается параметрическая оптимизация размеров и формы датчика с учетом возможностей серийно выпускаемых приборов, целью которой будет получение максимальной чувствительности, а также разработка мер по снижению влияния внешних факторов на точность работы системы. Кроме того необходима более точная экспериментальная проверка опытного образца, в том числе в производственных условиях на действующем металлорежущем оборудовании.

### **Литература**

- 1 Б.М. Базаров. Расчет точности машин на ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1984. – 286с.
- 2 Проектирование металлорежущих станков и станочных систем / под ред. А.С.Пронникова том 2 часть II. – М.: Машиностроение, 1995. – 320с.
- 3 Виноградов Ю.Д. Электронные измерительные системы для контроля малых перемещений. М.: Машиностроение, 1976 - 142с.
- 4 Адаптивное управление точностью тяжелых токарных станков. Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Мельник М.С. Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. - Вып.2.- Запорожье. - 2001.- С.108-110.
- 5 Адаптивное управление станками. Под ред. Б.С.Балакшина. –М.: Машиностроение. 1973 – 662с.

УДК 621.9

**Мельникова Е.П.**  
АДИ ДонГТУ, г. Горловка, Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НЕИЗОТЕРМИЧЕСКОГО  
ТЕЧЕНИЯ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ  
СРЕДЫ В СИСТЕМЕ «ИНСТРУМЕНТ-ДЕТАЛЬ»**

*The mathematical model of the lubricating and cooling fluids under parts finishing treatment has been worked out. The accurate automodel solution of the predicted disturbed pressure of the tool and blank fluids and the fluid moving with the definite velocity has been suggested.*

**Введение**

Теоретические модели поведения гидродинамической среды в процессах формирования металлов [1 – 9] учитывают влияние разности температур поверхностей инструмента и заготовки, внутреннего тепловыделения при наличии постоянного градиента давления и идеально гладкой поверхности детали.

В настоящей статье разработана модель движения СОТС в зоне обработки. В ней учитывается влияние не только тепловых эффектов, но и шероховатость поверхности детали, обусловленная возмущенным давлением.

Допущения, использованные при анализе течения смазки:

- 1 Течение смазки является стационарным.
- 2 Поток смазки двумерный.
- 3 Инерционные эффекты пренебрежимо малы.
- 4 Давление смазки не изменяется существенно по толщине пленки.
- 5 Смазка является ньютоновской жидкостью.
- 6 Вязкость смазки при температуре  $T$  определяется выражением

$$\mu = \mu_t e^{-\alpha(T-T_t)}$$

- 7 Коэффициент теплопроводности смазки  $K$  постоянен.
- 8 Основным видом теплопередачи в смазке является теплопроводность в поперечном направлении.
- 9 Поверхность заготовки является шероховатой при наличии возмущенного давления.
- 10 Градиент давления в осевом направлении зависит от  $X$ .

Физическая постановка задачи заключается в том, что пленка толщиной  $h_0 + h^l(x)$  перемещается между поверхностью инструмента, движущейся со скоростью  $U_t$  и поверхностью заготовки, движущейся со

скоростью  $U_w$ . Рассматриваемый случай представлен на рис. 1. Температура инструмента и заготовки равна  $T_t$  и  $T_w$  соответственно.

Будем исходить из неизотермического уравнения Навье-Стокса для вязкой несжимаемой жидкости, уравнения неразрывности и уравнения притока тепла

$$\frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \frac{\partial p}{\partial x}, \quad \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0,$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = -\frac{\mu}{K} \left( \frac{du}{dy} \right)^2, \quad \mu = \mu_t e^{-\alpha(T-T_t)}. \quad (1)$$

Система уравнений (1) решается при следующих граничных условиях

$$T = T_t, \quad u = U_t, \quad v = 0 \quad \text{при} \quad y = 0,$$

$$T = T_w, \quad u = U_w, \quad \text{при} \quad y = h_0 + h', \quad (2)$$

где  $\alpha$  – температурный коэффициент вязкости,

$h_0$  – постоянная толщина пленки,

$u, v$  – компоненты вектора скорости,

$p$  – гидродинамическое давление.

$T$  – температура.

$h'$  - возмущение поверхности заготовки.

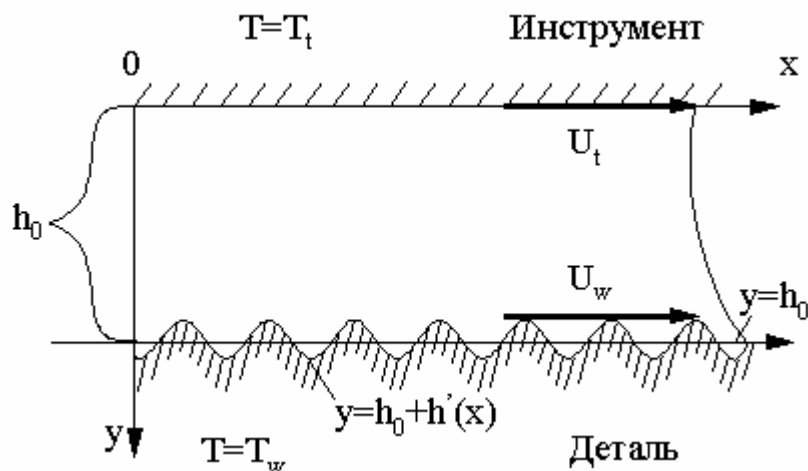


Рисунок 1 – Течение СОТС в зоне обработки: 1 – инструмент; 2 – деталь

Перейдем к безразмерным переменным по формулам

$$u^* = \frac{U - U_w}{U_t - U_w}, \quad \theta = \alpha(T - T_t), \quad h' = h_0 h^*,$$



$$S = \frac{\mu_t \alpha (U_t - U_w)^2}{K}, \quad y = y^* h_0, \quad P^* = \frac{\mu_t (U - U_w) l}{h_0^2},$$

$$p = p^* P, \quad x = lx^*, \quad v = v^* (U_t - U_w) \frac{h_0}{l}. \quad (3)$$

Подставляя (3) в (1) и (2), будем иметь:

$$\frac{\partial}{\partial y^*} \left( e^{-\theta} \frac{\partial u^*}{\partial y^*} \right) = \frac{\partial P}{\partial x^*}, \quad \frac{\partial u^*}{\partial x^*} + \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = 0,$$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^{*2}} = -S e^{-\theta} \left( \frac{\partial u^*}{\partial y^*} \right)^2, \quad (4)$$

$$\theta = 0, \quad u^* = 1, \quad v^* = 0 \quad \text{при } y^* = 0,$$

$$\theta = D = \alpha (T_w - T_t), \quad u^* = 0, \quad v^* = 0 \quad \text{при } y^* = 1 + h^*. \quad (5)$$

Точное автомодельное решение задачи (4)-(5) будем искать в виде

$$v^* = \frac{\partial \Psi}{\partial x^*} + V(x^*, y^*), \quad u^* = -\frac{\partial \Psi}{\partial y^*} + U(x^*, y^*),$$

$$V(x^*, y^*) = \tilde{v}(\xi) h^{*'}, \quad U(x^*, y^*) = \tilde{u}(\xi), \quad \theta = \theta(\xi), \quad (6)$$

$$\Psi(x^*, y^*) = \tilde{\Psi}(\xi), \quad \xi = \frac{y^*}{1+h^*}, \quad \frac{\partial P}{\partial x^*} = \frac{\tilde{c}_1}{(1+h^*)^2} + \frac{\tilde{c}_2}{(1+h^*)^3},$$

где  $\frac{\partial \Psi}{\partial y^*}$  - безразмерная скорость, обусловленная градиентом давления и внутренним нагревом,

$U(x^*, y^*)$  - безразмерная скорость, обусловленная градиентом давления, скольжением инструмента и заготовки, а также внутренним нагревом.

В дальнейшем будем предполагать, что

$$-\frac{\partial \Psi}{\partial x^*} \ll U(x^*, y^*), \quad \theta = \theta(\xi). \quad (7)$$

Подставляя (6) в уравнения (4) и в граничное условие (5) с учетом (7), будем иметь

$$\frac{d}{d\xi} \left( e^{-\theta(\xi)} \frac{d\tilde{u}}{d\xi} \right) = \tilde{c}_1, \quad \frac{d}{d\xi} \left( e^{-\theta(\xi)} \frac{d^2\Psi}{d\xi^2} \right) = \tilde{c}_2,$$

$$\frac{d^2\theta}{d\xi^2} = -S e^{-\theta} \left( \frac{d\tilde{u}}{d\xi} \right)^2, \quad \tilde{v}' - \xi \tilde{u}' = 0, \quad (8)$$

$$\theta=0, \quad \tilde{u}=1, \quad \tilde{v}=0, \quad \tilde{\Psi}'=0 \quad \text{при } \xi=0,$$

$$\theta=D, \quad \tilde{u}=0, \quad \tilde{v}=0 \quad \text{при } \xi=1, \quad (9)$$

$$\tilde{\Psi}'=0 \quad \text{при } \xi=0; \quad \xi=1, \quad \int_0^1 \tilde{u}(\xi) d\xi = 0.$$

Интегрируя первое и второе уравнения системы (8) с учетом третьего уравнения этой системы, получим

$$-\frac{d\tilde{u}}{d\xi} = (\tilde{c}_1 \xi + c_1) e^{\theta}, \quad \frac{d^2\tilde{\Psi}}{d\xi^2} = (\tilde{c}_2 \xi + c_2) e^{\theta}, \quad (10)$$

$$\frac{d^2\theta}{d\xi^2} = -S e^{\theta} (\tilde{c}_1^2 \xi^2 + 2c_1 \tilde{c}_1 \xi + c_1^2), \quad \tilde{v}' - \xi \tilde{u}' = 0 \quad (11)$$

Обыкновенная система дифференциальных уравнений (8) с граничными условиями (9) решена численно. Аналитическое решение задачи приведем для случая экспоненциальной зависимости вязкости  $\mu$  от давления  $P$ .

$$\mu = \mu_t e^{-\alpha p},$$

где  $\alpha$  - экспериментальная постоянная, зависящая от давления.

Тогда систему уравнений (1) можно записать в виде

$$\frac{\partial}{\partial y} \left( \mu e^{-\alpha p} \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \frac{\partial p}{\partial x}, \quad \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0. \quad (12)$$

Систему уравнений (12) будем решать при граничных условиях (2) относительно  $u$  и  $v$ .

В безразмерных переменных (3) эту систему можно записать в виде

$$\frac{\partial^2 u^*}{\partial y^{*2}} = e^{\beta p} \frac{\partial p}{\partial x^*}, \quad \frac{\partial u^*}{\partial x^*} + \frac{\partial v^*}{\partial y^*} = 0, \quad (13)$$

где  $\beta = \alpha \cdot p^*$ .

Введем обозначение  $e^{\beta p} = \tilde{P}$ .

Точное автомодельное решение системы (13) будем искать в виде (6), полагая

$$\frac{1}{\beta} \frac{d\tilde{P}}{dx^*} = \frac{\tilde{c}_1}{(1+h^*)^2} + \frac{\tilde{c}_2}{(1+h^*)^3}. \quad (14)$$

В результате приходим к следующей обыкновенной системе дифференциальных уравнений и граничных условий к ним.

$$\begin{aligned} \tilde{u}'' &= \tilde{c}_1, \quad \tilde{\Psi}''' = \tilde{c}_2, \quad \tilde{v}' - \xi \tilde{u}' = 0, \\ \tilde{u} &= 1, \quad \tilde{v} = 0, \quad \tilde{\Psi}' = 0 \quad \text{при } \xi = 0, \\ \tilde{u} &= 0, \quad \tilde{v} = 0, \quad \tilde{\Psi}' = 0 \quad \text{при } \xi = 1, \\ \int_0^1 \tilde{u} d\xi &= 0, \end{aligned} \quad (15)$$

$$\tilde{P} = e^{\beta P_H} \quad \text{при } x^* = 0 \text{ и } x^* = 1,$$

где  $P_H$  – давление в начальной, рассматриваемой точке.

Решение задачи (15), (16) находим непосредственным интегрированием и в результате получим:

$$\begin{aligned} \tilde{u} &= \tilde{c}_1 \frac{\xi^2}{2} + A_1 \xi + A_2, \quad \tilde{v} = \int_0^\xi \xi u' d\xi, \\ \tilde{\Psi}' &= \tilde{c}_2 \frac{\xi^2}{2} + A_3 \xi + A_4, \\ \frac{\tilde{P}}{\beta} &= \frac{1}{\beta} e^{\beta P_H} + \int_0^x \tilde{c}_1 \frac{dx}{(1+h^*)^2} + \int_0^x \tilde{c}_2 \frac{dx}{(1+h^*)^3}, \\ A_2 &= 1; \quad A_4 = 0, \end{aligned} \quad (17)$$

$$A_3 = -\frac{\tilde{c}_2}{2}; A_1 = -\frac{\tilde{c}_1}{2} - 1,$$

$$\tilde{c}_1 = -18,$$

$$\tilde{c}_2 = \frac{-\tilde{c}_1 \int_0^1 \frac{dx}{(1+h^*)^2}}{\int_0^1 \frac{dx}{(1+h^*)^3}}.$$

Перейдем к определению напряжения трения и расхода среды.

Безразмерное напряжение трения

$$\frac{F}{\mu(U_t - U_w)} = \int_0^1 \frac{A_3 dx^*}{(1+h^*)^2} + \int_0^1 \frac{A_1 dx^*}{(1+h^*)^3} - \text{для инструмента.} \quad (18)$$

$$\frac{F}{\mu(U_t - U_w)} = \int_0^1 \frac{\tilde{c}_2 + A_3 dx^*}{(1+h^*)^2} + \int_0^1 \frac{\tilde{c}_1 + A_1 dx^*}{(1+h^*)^3} - \text{для детали.} \quad (19)$$

Безразмерный расход среды

$$Q = \int_0^1 \tilde{\Psi}' d\xi = \frac{\tilde{c}_2}{6} + \frac{A_3}{2}. \quad (20)$$

Используем (17) для определения давления.

Безразмерное давление

$$\tilde{P} = e^{\beta P_H} + \beta \left[ \int_0^x \frac{\tilde{c}_1 dx^*}{(1+h^*)^2} + \int_0^x \frac{\tilde{c}_2 dx^*}{(1+h^*)^3} \right]. \quad (21)$$

Из полученного выражения (21) следует, что давление  $\tilde{P}$  зависит от формы шероховатости обрабатываемой детали. Задавая  $h^*$  в виде гармонической функции (например,  $h^* = 1 + A \sin \omega x^*$ , (рис.2), можно определить безразмерное возмущающее давление (рис.3) и напряжение трения для инструмента и детали (рис.4).

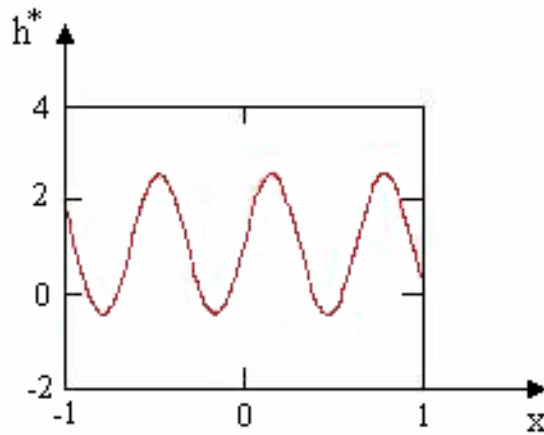


Рисунок 2 – Влияние возмущения поверхности заготовки от амплитуды и частоты  $h^* = 1 + 1,5 \sin(10x)$

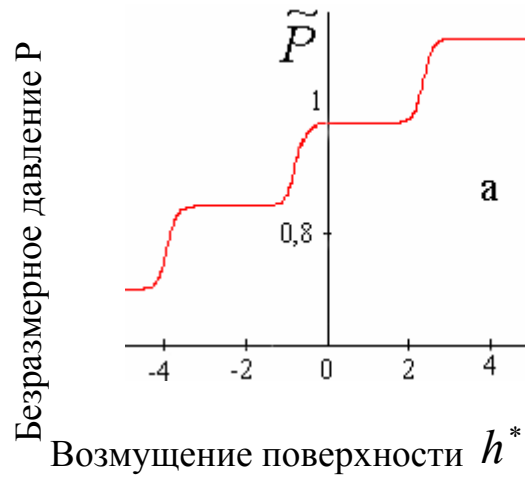


Рисунок 3 – Влияние возмущения поверхности заготовки на безразмерное давление  $h^* = 1 + 1,5 \sin(10x)$

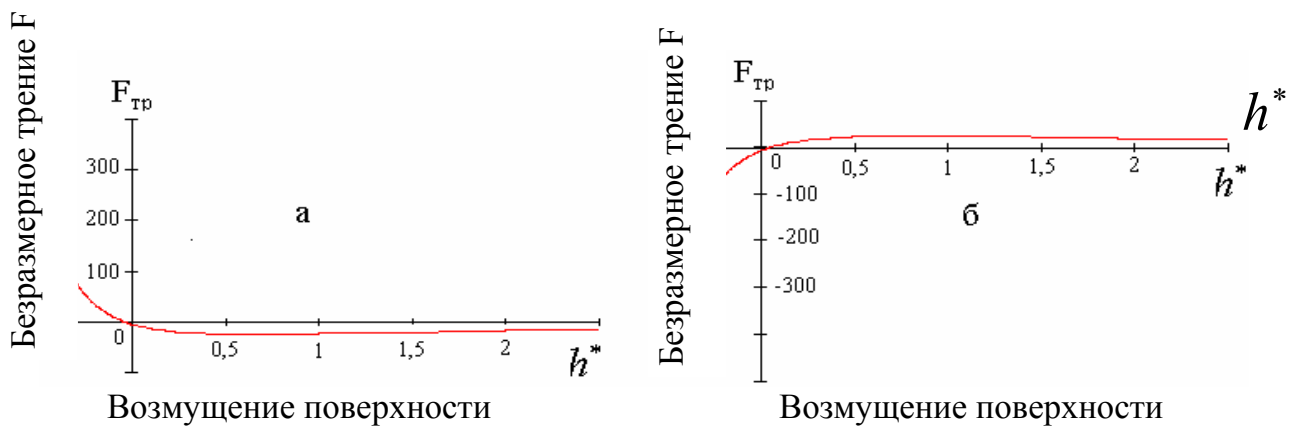


Рисунок 4 – Влияние возмущения поверхности заготовки на напряжение трения: а – для инструмента; б – для детали

### **Выводы**

Разработана математическая модель течения смазочно-охлаждающей технологической среды в зоне обработки, которая учитывает вязкостный внутренний нагрев смазочной пленки, различие температур поверхностей инструмента и детали, а также шероховатость, обусловленную возмущенным давлением.

Предложенная математическая модель позволяет решить прямую и обратную задачу: прогнозировать при заданной шероховатости возмущенное давление и наоборот по заданному возмущенному давлению прогнозировать шероховатость обрабатываемой поверхности.

В дальнейшем целесообразно использовать разработанную модель течения среды для анализа формоизменения обрабатываемой поверхности.

### **Литература**

1 Cheng H.S., «Plastohydrodynamic Lubrication», in «Friction and Lubrication in Metal Processing», Trans. ASME, New York, 1966, pp. 69-89.

2 Дау, Кэннел, Бупара, «Теория гидродинамической смазки при прокатке, построенная с учетом тепловых эффектов», *Проблемы трения и смазки*, изд-во «Мир», № 1, 1975, с. 1.

3 Dowson D., Parsons B., Lidgitt P.J., «An Elasto-Plasto Hydrodynamic Lubrication Analysis of the Wire Drawing Process», in «Elasto Hydrodynamic Lubrication – 1972 Symposium», *I. Mech. E.*, London, 1972, pp. 97-106.

4 Snidle R.W., Parsons B., Dowson D., «An Elasto-Plasto Hydrodynamic Lubrication Analysis of the Wire Drawing Process», in «Elasto Hydrodynamic Lubrication – 1972 Symposium», *I. Mech. E.*, London, 1972, pp. 107-117.

5 Уилсон, «Изменение толщины смазочной пленки вдоль очага деформации в процессах непрерывной деформации при гидродинамическом режиме смазки», *Проблемы трения и смазки*, изд-во «Мир», № 4, 1973, с. 160.

6 Wilson W.R.D., «The Temporary Breakdown of Hydrodynamic Lubrication During the Initiation of Extrusion», *Int. J. of Mech. Sci.*, Vol. 13, 1971, pp. 17-28.

7 Wilson W.R.D., Carpenter W.B., «A Thermal Hydrodynamic Model for the Lubrication Breakdown in Upsetting Between Overhanging Dies», *Wear*, Vol. 24, 1973, pp. 351-360.

8 Wilson W.R.D., Mahdavian S.M., «Unsteady Hydrostatic Extrusion», presented at NAMRC III, Pittsburgh, May 1975-pp.15.

9. Ахвердиев К.С. , Мельникова Е.П., Лупаренко Е.В. Математическая модель течения СОТС между поверхностями инструмента и заготовки. – Трение и износ. – том 22, № 6. – 2001. – стр. 631- 637.

**Абрамська І.Б., Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Шищенко Л.О.**  
Харківська академія залізничного транспорту, м. Харків, Україна  
Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

### **ПРИСТРІЙ ОПТИМІЗАЦІЇ ПРОЦЕСУ ПРАВКИ ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА НА МЕТАЛЕВІЙ ЗВ'ЯЗЦІ**

*The system of the wheel's optimization was proposed on the analysis's base of the determinative model of the technological diamond-sparkling the process of polishing.*

Підвищення техніко-економічних показників технологічних процесів алмазного шліфування забезпечується наявністю в контурі програмного управління верстатом засобів адаптивної правки кругів. Питанням розробки методів та технічних засобів правки шліфувальних кругів на металевій зв'язці приділяється належна увага в технічній літературі [1-4]. Але існуючі пристрої оптимізації процесів правки шліфувальних кругів не задовольняють вимогам по точності.

**Метою роботи** є розробка і аналіз пристрою оптимізації процесу виправлення шліфувальних кругів з підвищеними показниками точності.

#### **Методика роботи**

Структура пристрою оптимізації процесу правки шліфувальних кругів на металевій зв'язці наведена на рис. 1. Функціонально цей пристрій являє собою замкнену цифрову систему автоматичного регулювання шпаруватості вихідного сигналу технологічного джерела живлення типа ШГІ.

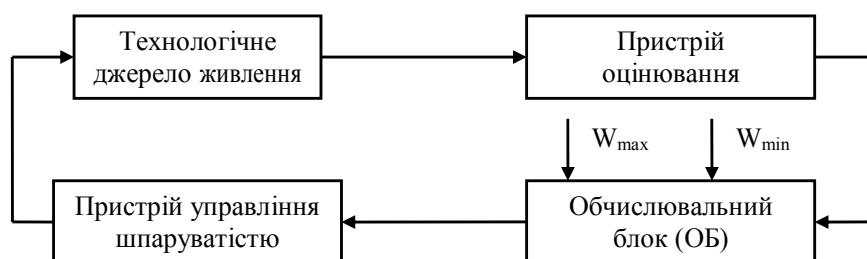


Рисунок 1 – Схема пристрою оптимізації процесів виправлення шліфувальних кругів

Функцію регулятора шпаруватості вихідного сигналу джерела живлення в системі виконує обчислювальний блок, який по сигналам уставки  $W_{max}$  і  $W_{min}$  формує позиційний код в означених межах. Цей код запам'ятовується в регістрі пристрою управління шпаруватістю.

З аналізу особливостей процесів правки шліфувальних кругів на металевій зв'язці можна записати наступне:  $W_{don,max} \leq W_3 \leq W_{don,min}$ , де  $W_{don,max}$  - умова стабілізації показника мікронерівностей оброблених поверхонь деталей;  $W_{don,min}$  - умова протікання технологічного процесу виправлення шліфувального круга.

З урахуванням цього та результатів роботи [4] можна оцінити припустимий діапазон регулювання шпаруватості технологічного джерела живлення по наступній системі рівнянь

$$\left. \begin{aligned}
 q_{min} &= \frac{U_m^* R_3^*}{(R_3^* + 1) \sqrt{W_{don,max}^* F^*}} \\
 q_{max} &= \frac{U_m^* R_3^*}{(R_3^* + 1) \sqrt{W_{don,min}^* F^*}}
 \end{aligned} \right\} (1)$$

$$R_3 = (3,03 - 60S_{non} + 328S_{non}^2)(3,74 + 1,17S_{np})$$

У цих виразах усі змінні представлені в безрозмірному виді.

**Вирішення поставленої задачі**

На рис. 2 представлені графіки зміни енергії зони обробки деталі у функції шпаруватості вихідного сигналу технологічного джерела живлення. Ці графіки отримано методом імітаційного моделювання для різних значень  $S_{non}$  і  $S_{np}$  за допомогою виразів (1). На графіках також відзначені  $W_{don,max}$  і  $W_{don,min}$ . Область, яка розташована між цими лініями є робочою для пристрою правки шліфувальних кругів на металевій зв'язці. Результати розрахунку  $q_{min}$  і  $q_{max}$  по виразам (1) наведені в табл. 1. Дані таблиці дозволяють ОБ визначити оптимальну шпаруватість вихідного сигналу технологічного джерела живлення та задати її для різних режимів роботи верстата при правці шліфувальних кругів.

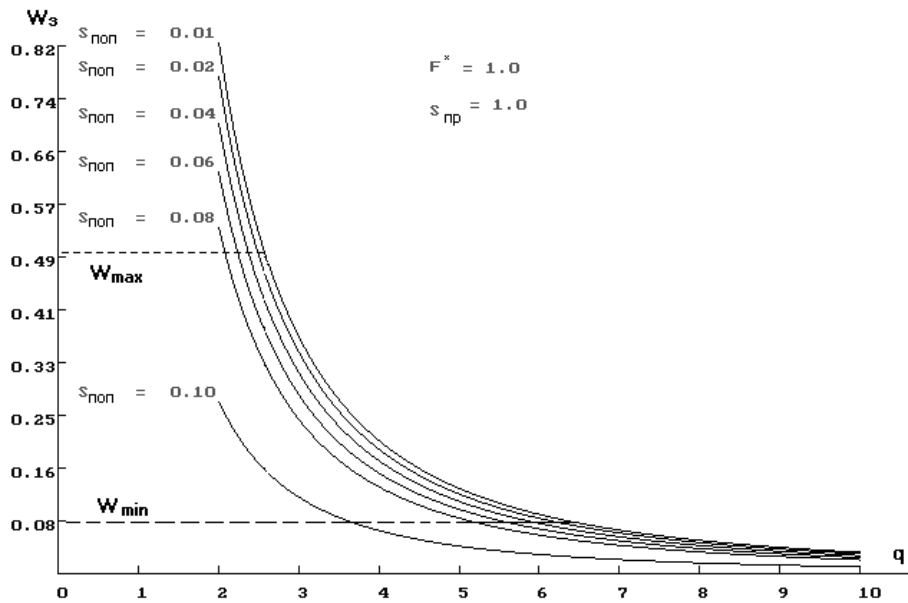


Рисунок 2 – Графіки зміни енергії зони обробки деталі

Таблиця 1 - Розрахункові значення  $q_{min}$  і  $q_{max}$

$S_{np}$ , м/хв	$q$	$S_{non}$ , мм на подвійний хід									
		0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10
4,0	max	6,33	5,40	5,20	5,00	4,51	4,00	3,57	3,13	2,73	-
	min	2,53	2,13	2,07	2,00	-	-	-	-	-	-
1,0	max	6,47	6,33	6,15	5,87	5,60	5,33	5,06	4,80	4,20	3,60
	min	2,60	2,47	2,45	2,43	2,33	2,23	2,15	2,07	-	-



ОБ виконує лінійні операції, які пов'язані з диференціюванням, інтегруванням, додаванням і т.п. Цей блок можна представити лінійним імпульсним фільтром. Однак наявність у складі ОБ запам'ятовуючого пристрою, який дозволяє крім поточних значень вхідних і вихідних сигналів враховувати і їхній попередній стан. Якщо потрібно врахувати  $n$  поточний значень вихідного і  $m$  попередніх значень вхідного сигналів, то деякий довільний лінійний алгоритм роботи ОБ описується таким співвідношенням

$$E_1(n\tau_r)\delta(t-n\tau_r) = \sum_{\mu=0}^m b_{\mu} E[(n-\mu)\tau_r] \delta[t-(n-\mu)\tau_r] - \sum_{\nu=1}^n a_{\nu} E_1[(n-\nu)\tau_r] \delta[t-(n-\nu)\tau_r], \quad (2)$$

де  $E$ ,  $E_1$  - відповідно вхідний та вихідний імпульсні сигнали;  $\tau_r$  - період ґратчастої функції;  $\delta$  - дельта-функція Дірака;  $a_{\nu}$  і  $b_{\mu}$  - задані коефіцієнти.

Виконаємо над лівою та правою частинами співвідношення (2) перетворення Лапласа при нульових початкових умовах. Відповідно до визначення (2) роботи [5] й теореми запізнювання маємо

$$E_1(p) = \sum_{\mu=0}^m b_{\mu} E(p) e^{-\mu p \tau_r} - \sum_{\nu=1}^n a_{\nu} E_1(p) e^{-\nu p \tau_r}.$$

Звідси узагальнена передатна функція ОБ як деякого довільного цифрового фільтра має такий вид

$$H_1(p) = \frac{\sum_{\mu=0}^m b_{\mu} e^{-\mu p \tau_r}}{1 + \sum_{\nu=1}^n a_{\nu} e^{-\nu p \tau_r}}. \quad (3)$$

Найбільш загальний випадок представлення передатної функції ОБ має місце, коли  $m=1$ ,  $n=0$ ,  $b_0=\tau_r^{-1}$  і  $b_1=-\tau_r^{-1}$ . У цьому випадку вираз (3) здобуває такий вид

$$H_1(p) = \frac{1 - e^{-p \tau_r}}{\tau_r}. \quad (4)$$

Специфіка роботи пристрою оцінювання шпаруватості вихідного сигналу технологічних джерел живлення, а так само блоку управління цим параметром дозволяє представити їх імпульсними елементами, які мають такі передатні функції

$$H_2(p) = \frac{1 - e^{-p T_2}}{p}, \quad (5)$$

де  $T_2$  - період вихідного сигналу технологічного джерела живлення.

На підставі вище викладеного передатна функція розімкнутої системи регулювання здобуває такий вид

$$H_3(p) = p T_2^2 (1 + 2.25 \tau_r p) (1 + 0.25 T_2 p)^2. \quad (6)$$

Звідси передатна функція замкнутої системи автоматичного регулювання шпаруватості вихідних сигналів технологічних джерел живлення виходить у наступному виді

$$H_4(p) = \frac{pT_2^2(1 + 2.25\tau_r p)(1 + 0.25T_2 p)^2}{1 + pT_2^2(1 + 2.25\tau_r p)(1 + 0.25T_2 p)^2}. \quad (7)$$

Пошук нулів та полюсів дозволяє представити передатну функцію у виді послідовного з'єднання елементарних ланок

$$H_4(p) = \frac{pT_2^2 \prod_{i=1}^3 (T_i p + 1)}{\prod_{k=1}^4 (T_k p + 1)}. \quad (8)$$

Передатна функція помилки досліджуваного пристрою регулювання з одиничним зворотним зв'язком описується таким операторним рівнянням

$$G_3(p) = \frac{1}{1 + pT_2^2(1 + 2.25\tau_r p)(1 + 0.25T_2 p)^2}. \quad (3)$$

Після нескладних математичних перетворень операторне рівняння (3) набуває такий вид

$$G_3(p) = \frac{1}{p^4 + \frac{T_2 + 2\tau_r}{0.25T_2^2 \tau_r} p^3 + \frac{2T_2 + \tau_r}{0.06T_2^2 \tau_r} p^2 + \frac{p}{0.02T_2^2 \tau_r} + \frac{1}{0.02T_2^2 \tau_r}}.$$

Перехід у частотну область дає таке рівняння помилки пристрою оптимізації процесів правки шліфувальних кругів на металевій зв'язці

$$\delta_3 = \frac{T_2 100\%}{\sqrt{\left(\omega^4 - \frac{2T_2 + \tau_r}{0.06T_2^2 \tau_r} \omega^2 + \frac{50}{T_2^2 \tau_r}\right)^2 + \left(\frac{50\omega}{T_2^2 \tau_r} - \frac{T_2 + 2\tau_r}{0.25T_2^2 \tau_r} \omega^3\right)^2}}. \quad (10)$$

### **Висновки**

Результати розрахунку помилки пристрою, які отримано за допомогою рівняння (10), задовільно погодяться з аналізом метрологічних характеристик його окремих блоків. Величина відносної помилки цього пристрою склала 0.03%. Отже, запропонований пристрій оптимізації процесів правки шліфувальних кругів задовольняє вимогам по точності.

### **Література**

- 1 Матюха П.Г. Алмазное шлифование с управлением параметрами рабочей поверхности круга // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1993 Вып. 48 с. 33-35.
- 2 Полтавец В.В. Себестоимость шлифования с управляющими воздействиями на РПК // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1999, с. 53-60.
- 3 Новоселов Ю.К., Братан С.М., Крылов И.В. Стратегия управления операцией шлифования в автоматизированном производстве // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 2001, с. 25-31.
- 4 Еникеев А.Ф. Оптимальное управление технологическим процессом алмазного шлифования. – Краматорск: ДГМА, 2001. – 160 с.
- 5 Микропроцессорные автоматические системы регулирования. Основы теории и элементы: Учебное пособие / В.В. Солодовников, В.Г. Коньков, В.А. Суханов, О.В. Шевяков; Под редакцией В.В. Солодовникова. – М.: Высшая школа, 1991. – 255 с.

**Рибак Л.П.**

Хмельницький державний університет

## **ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЦЕПТОРНИХ ТА ЕФЕКТОРНИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАКРОМОДЕЛІ НЕЙРОНА З ПОРОГОВОЮ ФУНКЦІЄЮ АКТИВАЦІЇ МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ**

*Development of the proved definition of an opportunity of realization afferent and effectors properties by macromodel neurons with threshold function of activation and its constructive realization in resonant system modeling nanotechnological systems macrotechnical system is resulted, with the purpose of creation medical intellectual nanorobot.*

### **Вступ**

Медичні нанороботи повинні, працюючи в судинному руслі, транспортувати ліки безпосередньо до місця їх використання, знаходити та відновлювати пошкоджені органи, відшукувати та знищувати ракові пухлини, в природних умовах діагностувати стан організму, вирішити проблеми СНІДу, атеросклерозу, порушення обміну речовин та запобігати процесам природного старіння організму ([www.klocke-nanotechnik.de/m\\_nanorobotics.htm](http://www.klocke-nanotechnik.de/m_nanorobotics.htm)).

На даний час конструкції нанороботів є гіпотетичними. Крім того, слід відмітити, що аналіз сфери застосування нанороботів показує неможливість оптимального і економічно ефективного керування нанороботом в зоні, де людина не має уяви, що там робиться. Тому, враховуючи велику перспективу наноробототехніки, подальша розробка їх конструкцій повинна проводитись в напрямку створення інтелектуальних медичних нанороботів. Це створить умови адаптації наноробота до зміни стану його зовнішнього середовища в режимі реального часу. Тобто перспективи розвитку будуть мати тільки інтелектуальні нанороботи (ІНР).

Використання НМ для створення систем штучного інтелекту ІНР висуває необхідність більш глибокого їх вивчення, особливо апаратних реалізацій НМ, тому що емульована на комп'ютерах НМ скрадає реальні системні характеристики апаратних реалізацій.

Дотепер, детально не досліджені динаміка окремо взятого нейрона і системні конструкторсько - технологічні характеристики нейрона та НМ. В основу створення медичних ІНР покладені дослідження коливальних процесів в НМ( $n$ ), де  $n$  – кількість нейронів. Загальна теорія коливальних процесів встановлює глибокі єдність і загальність коливальних процесів, які реалізуються в самих різних явищах. Тобто проведемо моделювання нанотехнічної системи макротехнічною системою. Конструкторський систем-

ний аналіз набагато спрощує і прискорює отримання результатів досліджень [1,2].

Для глибокого аналізу системи необхідно провести дослідження моделі нейрона точними методами. Система має велику кількість нелінійностей, причому деякі параметри системи не є постійними, що в цілому робить систему нестационарною. Щоб врахувати всі перераховані аргументи використовуємо для дослідження метод математичного моделювання.

На рисунку 1 показана конструктивна схема моделі нейрона з пороговою функцією активації.

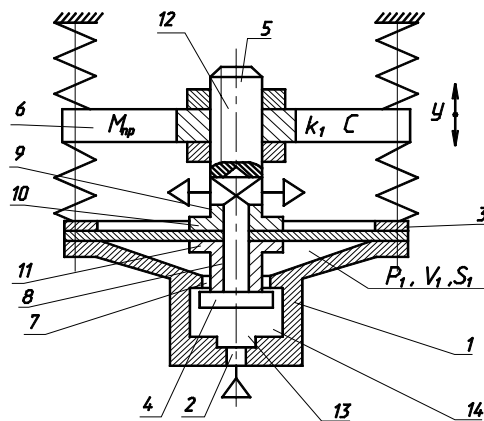


Рисунок 1 - Конструктивна схема моделі нейрона з пороговою функцією активації

Модель нейрона виконана з корпусу 1, в якому зроблено канал 2 для подачі стисненого повітря з магістралі, мембрани 3, клапану 4, штоку 5, зв'язаного з робочою масою 6. В корпусі 1 виконане нерухоме сидло 7. Шток 5 складений з двох втулок 8 і 9 з фланцями 10 і 11, між якими закріплена мембрана 3. Фланці 10 і 11 виконують функції жорсткого центру пневмокамери. Шток 5 і робоча маса 6 зв'язані між собою різьбовим з'єднанням 12. Клапан 4 разом з пружиною 13 розміщений в порожнині 14 корпусу 1.

Динаміка моделі нейрона з пороговою функцією активації в загальному вигляді буде описуватись рівняннями:

1. Рівняння руху маси  $M_{np}$  :

$$M_{np} \frac{d^2 y}{dt^2} + k_1 \frac{dy}{dt} + cy = F(P_1 - P_0) - F(P_2 - P_0) \quad (1)$$

2. Рівняння стану повітря в камері віброзбуджувача:

$$\frac{1}{RT} \left[ P_1 F_1 \frac{dy}{dt} + (V_1 + F_1 y) \frac{dP_1}{dt} \right] = \begin{cases} m_{ml}, y < y_0 \\ M_{tla}, y > y_0, (P_1 - P_a) > 0 \\ M_{tal}, y > y_0, (P_1 - P_a) < 0 \end{cases} \quad (2)$$

3. Рівняння розходу повітря:

$$m_{m1} = \begin{cases} \mu_{M1} f_{M1} P_{M1} \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \left[ \left( \frac{P_1}{P_{M1}} \right)^{\frac{2}{k}} - \left( \frac{P_1}{P_{M1}} \right)^{\frac{k+1}{2}} \right]}, \text{ при } \frac{P_1}{P_{M1}} > 0.528 \\ \mu_{M1} f_{M1} P_{M1} \left( \frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k+1}} \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \frac{P_1}{P_{M1}}}, \text{ при } \frac{P_1}{P_{M1}} < 0.528 \end{cases} \quad (3)$$

$$m_{1a} = \begin{cases} \mu_{1a} f_{1a} P_1 \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \left[ \left( \frac{P_a}{P_1} \right)^{\frac{2}{k}} - \left( \frac{P_a}{P_1} \right)^{\frac{k+1}{2}} \right]}, \text{ при } \frac{P_a}{P_1} > 0.528 \\ \mu_{1a} f_{1a} P_1 \left( \frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k+1}} \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \frac{P_a}{P_1}}, \text{ при } \frac{P_a}{P_1} < 0.528 \end{cases} \quad (4)$$

$$m_{a1} = \begin{cases} \mu_{a1} f_{a1} P_{a1} \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \left[ \left( \frac{P_1}{P_a} \right)^{\frac{2}{k}} - \left( \frac{P_1}{P_a} \right)^{\frac{k+1}{2}} \right]}, \text{ при } \frac{P_1}{P_a} > 0.528 \\ \mu_{a1} f_{a1} P_{a1} \left( \frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k+1}} \sqrt{\frac{2}{RT} \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \frac{P_1}{P_a}}, \text{ при } \frac{P_1}{P_a} < 0.528 \end{cases} \quad (5)$$

4. Рівняння зміни площі вхідного отвору

$$f_{m1} = \pi d_1 (y_0 - y), \text{ при } y < y_0 \quad (6)$$

5. Рівняння зміни площі вихідного отвору:

$$f_{1a} = \pi d_2 (y - y_0), \text{ при } y > y_0 \quad (7)$$

Розв'язок системи приведених вище диференціальних рівнянь проведемо на ЕОМ чисельним інтегруванням методом Рунге-Кутта.

Алгоритм розв'язку системи диференційних рівнянь в цілому складається з окремих розв'язків кусків лінійних рівнянь, які послідовно по часу стикаються один до одного прив'язкою до положень нормально відкритого і нормально закритого клапанів.

Дослідження моделі нейрона розпочнемо з визначення можливості автоколивань в заданій схемі, незважаючи на те, що вже проведені попередні дослідження. Справа в тому, що реальна конструкція з точки зору теорії автоматичного керування набагато складніша за схеми, що досліджувались методом гармонічної лінеаризації. Вона має набагато більше нелінійностей, складну логіку, реальні конструктивні і технологічні обмеження можливості апаратної реалізації конструкції.

Параметром моделі, до якого найбільш чутлива динаміка автоколивальної системи є коефіцієнт опору  $k_1$ . З метою швидкого визначення можливості виникнень автоколивань візьмемо зміну цього параметру в діапазоні від  $10 \cdot H \cdot \text{сек} / \text{м}$  до  $35 \cdot 10^2 \cdot H \cdot \text{сек} / \text{м}$ . Решта конструктивних параметрів візьмемо такими ж, як і в попередніх дослідженнях.

На рисунку 2А приведена осцилограма зміни коливань переміщення "y" при  $k_1 = 35 \cdot 10^2 \cdot H \cdot \text{сек} / \text{м}$ .

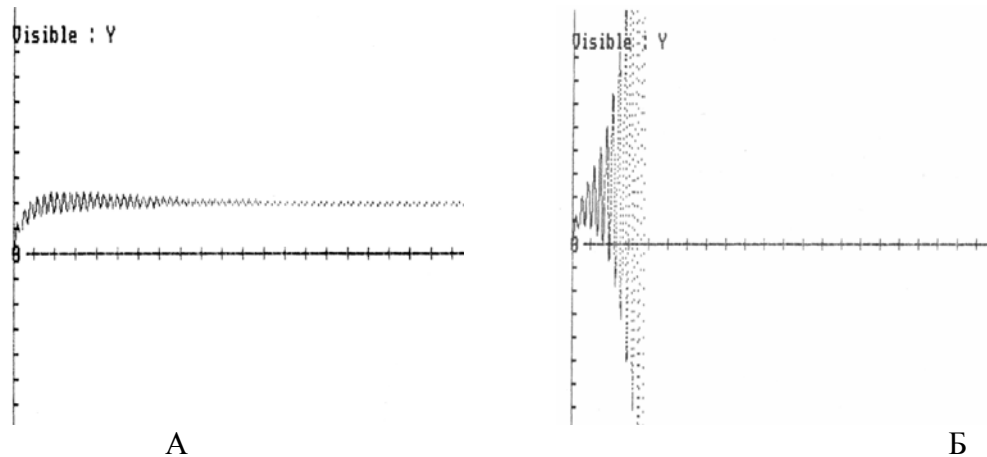


Рисунок 2 - Осцилограми зміни коливань переміщення  $y$

А- при  $k_1 = 35 \cdot 10^2 \cdot H \cdot сек / м$

Б -при  $k_1 = 10 \cdot 10^2 \cdot H \cdot сек / м$

Ця осцилограма показує, що в системі спочатку йде зростання амплітуди коливань переміщення до певного значення, а потім наступає поступове її зменшення до нульового значення. Тобто при  $k_1 = 35 \cdot 10^2 \cdot H \cdot сек / м$  автоколивань в конструкції моделі не виникає і система є стійкою.

На рис. 2Б приведена машинна осцилограма зміни коливань переміщення “ $y$ ” при  $k_1 = 10 \cdot 10^2 H \cdot сек / м$ . Ця осцилограма показує, що в системі нейрона різко зростає амплітуда коливань і сама система йде в рознос, тобто ми маємо характерну нестійку автоматичну систему. Але, разом з тим, ці різнополюсні результати вказують на те, що в конструкції нейрона можливі автоколивання, але вони можуть бути реалізовані тільки в певному діапазоні значень параметрів системи.

Справді при  $k_1 = 25 \cdot 10^2 H \cdot сек / м$  (рис. 3) машинна осцилограма показує наявність в системі моделі нейрона режиму автоколивань.

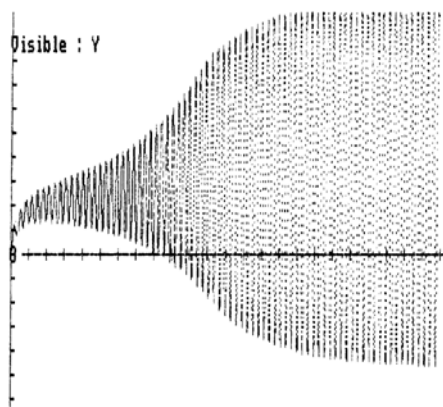


Рисунок 3 – Осцилограма зміни коливань переміщення  $y$  при  $k_1 = 25 \cdot 10^2 H \cdot сек / м$

З рис. 3 чітко видно, що в автоматичній системі має місце зміщення осі автоколивань переміщення, яке для даного випадку рівне  $2,34 \cdot 10^{-3}$  м, що

і було передбачено попередніми дослідженнями системи методом гармонічної лінеаризації.

Отже з вище сказаного виходить, що необхідно провести дослідження нейрона з метою визначення зони стійкості системи і зони автоколивань. Для побудови цих зон досліджуємо залежність амплітуди автоколивань переміщення  $A$  від величини вхідного тиску  $P_{вх}$  при різних значеннях діаметрів вхідного і вихідного отворів, і встановлюємо розміщення і форму границі між зоною стійкості і зоною автоколивань.

На рис. 4, 5 зображено зони стійкості (чисте поле) і зони автоколивань (розграфлене поле), розміщення і форма границі між цими зонами (штрихпунктирна лінія) і для прикладу деякі графіки залежності амплітуди автоколивань переміщення від величини абсолютного вхідного тиску  $A(P_{вх})$  при різних значеннях діаметрів вхідного і вихідного отворів.

З цих рисунків видно:

а) при зміні коефіцієнта опору  $k_1$  від  $15 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  до  $25 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  зона автоколивань переміщення зміщується в сторону високих вхідних тисків, а зона стійкості системи відповідно розширюється, звужуючи реальну можливість реалізації моделі нейрона в стандартних межах зміни тиску в магістралі;

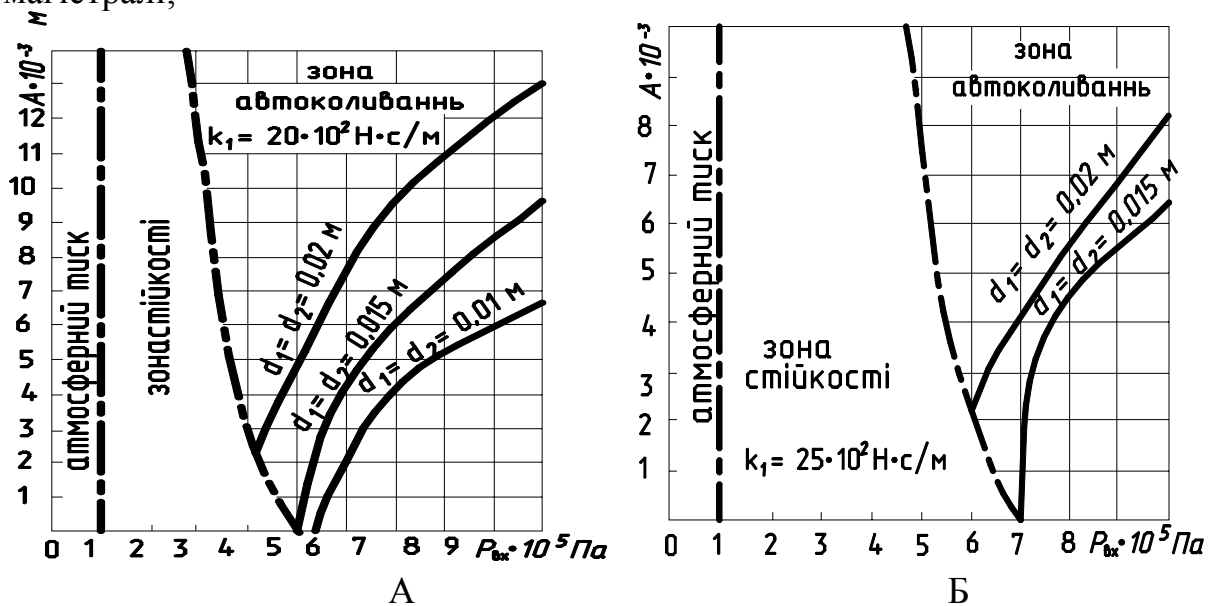


Рисунок 4

А - Графік залежності  $A(P_{вх})$  при коефіцієнті опору  $k_1 = 15 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$ ;

Б - Графік залежності  $A(P_{вх})$  при коефіцієнті опору  $k_1 = 20 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$

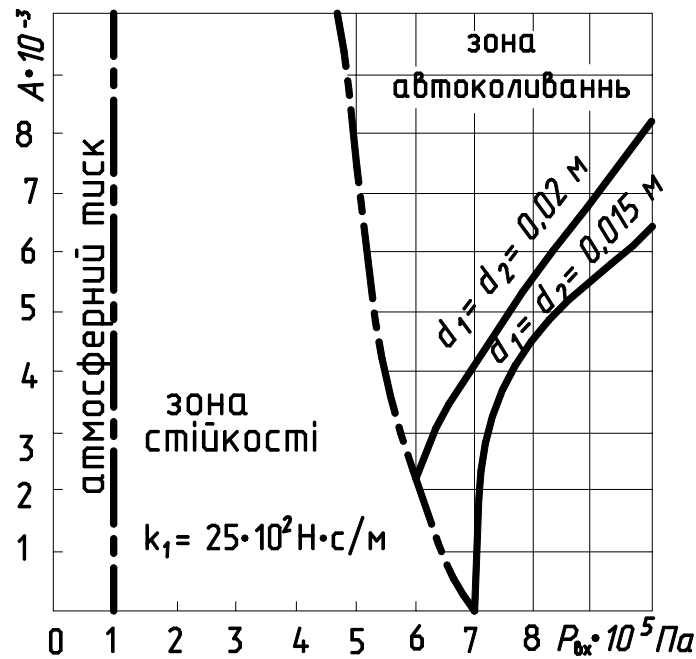


Рисунок 5 – Графік залежності  $A(P_{ex})$  при коефіцієнті опору  $k_1 = 25 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$

б) із збільшенням діаметрів вхідного і вихідного отворів границя між зонами стійкості і зонами автоколивань зміщується в сторону нижчих вхідних тисків, а амплітуда автоколивань збільшується;

в) в зоні автоколивань збільшення вхідного тиску при постійних вхідних і вихідних отворах, збільшує амплітуду автоколивань переміщення.

На рис. 6 зображено графіки залежності амплітуди коливань переміщення від діаметрів вхідних і вихідних отворів  $A = (d_1, d_2)$  при різних значеннях коефіцієнту опору  $k_1$ .

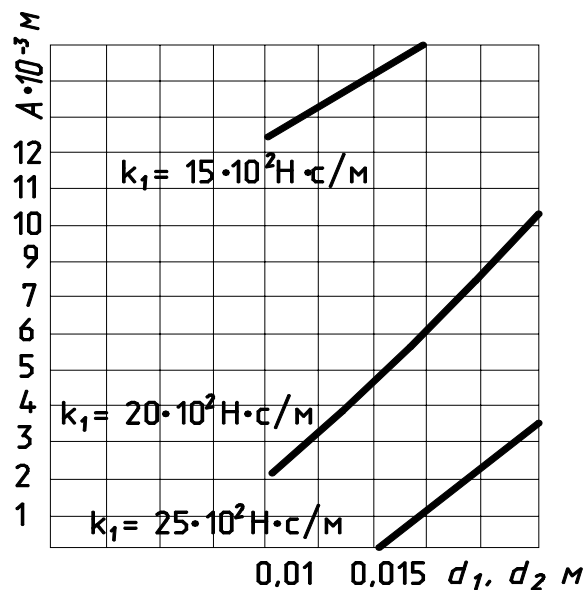


Рисунок 6 – Залежність амплітуди коливань переміщення від діаметрів вхідних і вихідних отворів  $A = f(d_1, d_2)$  при різних значеннях коефіцієнту опору  $k_1$ ;



З графіків видно, що амплітуда коливань переміщення практично пропорційна діаметрам вхідного і вихідного отворів і, як слід, було чекати, не може мати екстремуму при певному значенні діаметрів  $d_1, d_2$ . Збільшення коефіцієнту опору  $k_1$  системи різко знижує амплітуду коливань переміщення  $A$ . Так при  $k_1 = 15 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  і  $d_1 = d_2 = 0,015 \text{ м}$  -  $A = 13,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ , а при  $k_1 = 25 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  і тих же значеннях  $d_1, d_2$  амплітуда переміщення  $A = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ .

На рис. 7 зображено залежність амплітуди коливань від початкового зазору між сідлами і клапанами  $Z$ . З графіку  $A(Z)$  видно, що збільшення амплітуди коливань при зміні  $Z$  від  $2 \cdot 10^{-4} \text{ м}$  до  $20 \cdot 10^{-4} \text{ м}$  дуже незначне, так при  $Z = 2 \cdot 10^{-4} \text{ м}$  -  $A = 9,2 \cdot 10^{-3}$ , а при  $Z = 20 \cdot 10^{-4} \text{ м}$  -  $A = 9,4 \cdot 10^{-3}$ .

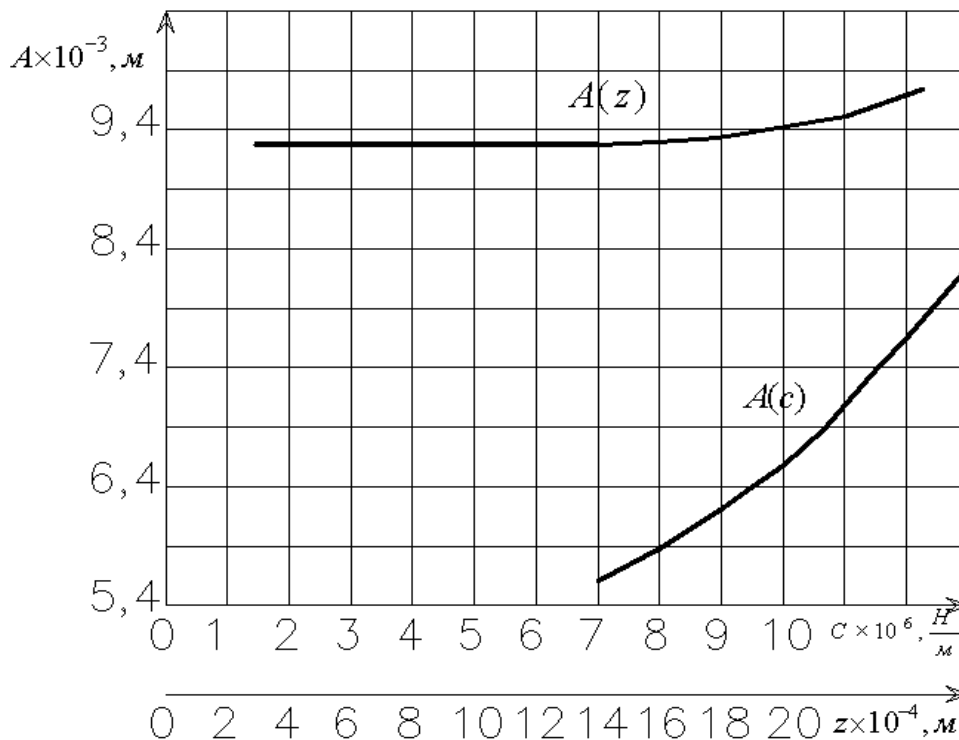


Рисунок 7 – Залежність амплітуди коливань переміщення від початкового зазору між сідлами і клапанами  $Z$  та залежність амплітуди коливань переміщення від жорсткості пружної системи

Тому при налагоджуванні конструкції моделі нейрона слід вибирати величину  $Z$  з міркувань зручності її контролю, тобто в границях від  $10 \cdot 10^{-4} \text{ м}$  до  $15 \cdot 10^{-4} \text{ м}$ .

На рис. 7 зображена також залежність амплітуди коливань переміщення від жорсткості пружної системи. З графіків видно, що зміна  $c$  від  $7 \cdot 10^6 \text{ Н} / \text{м}$  до  $13 \cdot 10^6 \text{ Н} / \text{м}$  збільшує амплітуду з  $5,422 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  до  $8,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ . Отже при необхідності мати в системі великі амплітуди коливань, слід

цю задачу вирішувати на стадії проектування, закладаючи в конструкцію великі значення жорсткості  $C$ .

На рис. 8 зображені графіки залежності амплітуди коливань переміщення від величини коефіцієнту опору  $k_1$  і величини ефективної площі  $F_1$  мембрани пневмокамери вібробудувача.

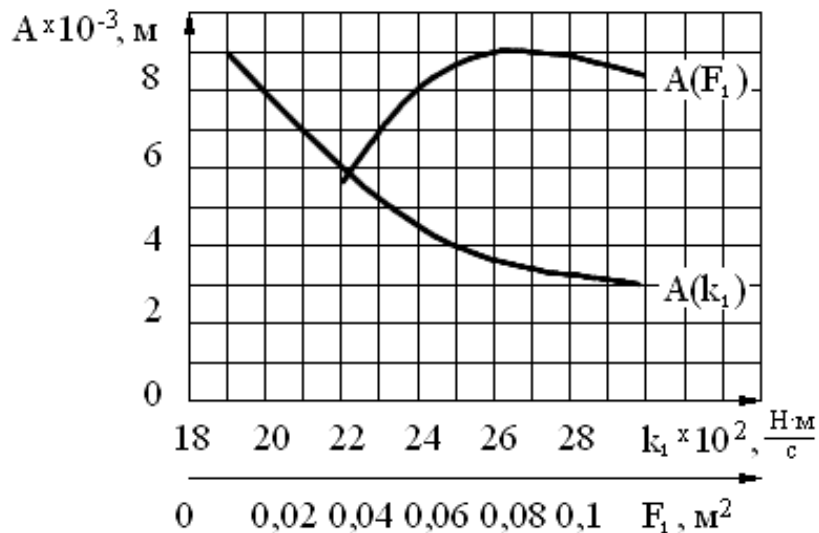


Рисунок 8 – Графіки залежності амплітуди коливань переміщення від величини коефіцієнту опору  $k_1$  і величини ефективної площі мембрани пневмокамери вібробудувача

З графіку  $A(k_1)$  видно, що модель при зміні  $k_1$  від  $19 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  до  $29 \cdot 10^2 \text{ Н} \cdot \text{сек} / \text{м}$  дає різке зниження амплітуди з  $9 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  до  $2,8 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ . З графіку  $A(F_1)$  видно, що при зміні  $F_1$  від  $0,04 \text{ м}^2$  до  $0,12 \text{ м}^2$  ця залежність має екстремум. Так при  $F_1 = 0,04 \text{ м}^2 - A = 5,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ , при  $F_1 = 0,09 \text{ м}^2 - A = 9,05 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ , а при  $F_1 = 0,12 \text{ м}^2 - A = 8,25 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ . Зменшення амплітуди коливань переміщення при  $F_1 = 0,12 \text{ м}^2$  можна пояснити тим, що в даному випадку збільшується об'єм камери вібробудувача при постійних площах вхідного і вихідного отворів, що знижує максимальне значення тиску в камері і як результат дає зменшення амплітуди.

На рис. 9 зображено графіки залежності амплітуди коливань переміщення від величини приведеної маси системи  $A(M_{np})$  і частоти коливань від величини приведеної маси системи  $\nu(M_{np})$ .

З графіків  $A(M_{np})$  і  $\nu(M_{np})$  видно, що збільшення приведеної маси з  $0,6 \cdot 10^2 \text{ кг}$  до  $50 \cdot 10^2 \text{ кг}$  при  $F_1 = 0,1 \text{ м}^2$  і  $P_{m1} = 10 \cdot 10^5 \text{ Па}$  збільшує амплітуду коливань переміщення з  $10 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  до  $50 \cdot 10^{-3} \text{ м}$  і зменшує частоту коливань з 75 Гц до 6,2 Гц.

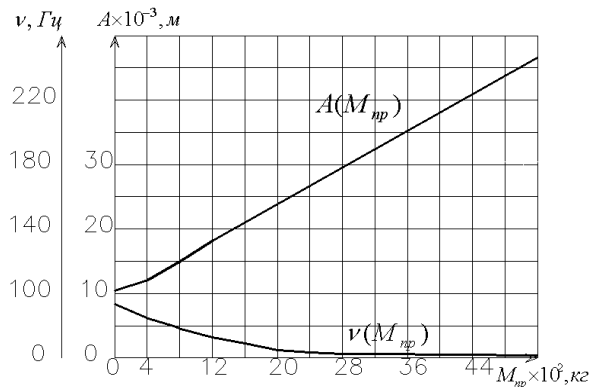


Рисунок 9 – Графіки залежності амплітуди коливань переміщення від величини приведеної маси системи  $A(M_{np})$  і частоти коливань від величини приведеної маси системи  $\nu(M_{np})$

На рис. 10 зображено графіки залежностей максимального значення тиску повітря в камері віброзбудника  $P_{1max} = f(d_1, d_2)$ , мінімального значення тиску повітря в камері віброзбудника  $P_{1min} = f(d_1, d_2)$ , і максимальної швидкості руху приведеної маси  $V_{max} = f(d_1, d_2)$ , від діаметру  $d_1$  вхідного і  $d_2$  вихідного отворів для впуску і випуску повітря в систему.

З графіку  $P_{1max} = f(d_1, d_2)$  видно, що зміна  $d_1$  і  $d_2$  з  $0,015\text{ м}$  до  $0,03\text{ м}$  збільшує максимальне значення тиску в камері віброзбуджувача з  $3 \cdot 10^5 \text{ Па}$  до  $13 \cdot 10^5 \text{ Па}$ . Тобто при  $d_1 = d_2 = 0,03\text{ м}$  тиск в пневмокамері на  $3 \cdot 10^5 \text{ Па}$  більший ніж вхідний  $P_{м1}$ . З графіку  $P_{1max} = f(d_1, d_2)$  можна зробити висновок, що від  $d_1 = d_2 = 0,026\text{ м}$  і більше система на етапі впуску повітря працює як компресор.

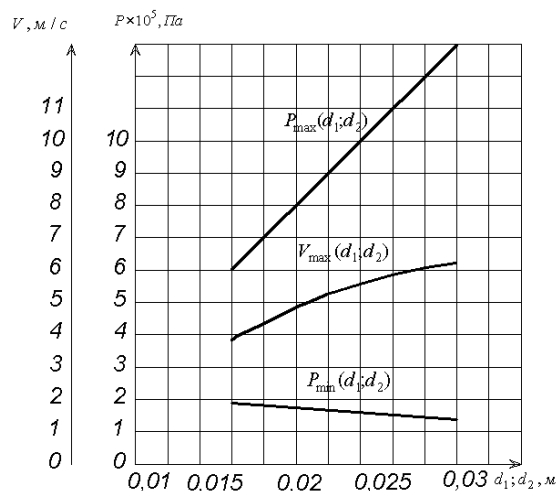


Рисунок 10 – Графіки залежностей максимального значення тиску повітря в камері віброзбудника  $P_{1max} = f(d_1, d_2)$ , мінімального значення тиску повітря в камері віброзбудника  $P_{1min} = f(d_1, d_2)$ , і максимальної швидкості руху приведеної маси  $V_{max} = f(d_1, d_2)$ , від діаметрів  $d_1$  вхідного і  $d_2$  вихідного отворів для впуску і випуску повітря в систему

З графіку  $P_{1\min} = f(d_1, d_2)$  видно, що зміна  $d_1 = d_2$  з  $0,015\text{ м}$  до  $0,03\text{ м}$  зменшує залишковий тиск в пневмокамері з  $2 \cdot 10^5 \text{ Па}$  до  $1,4 \cdot 10^5 \text{ Па}$ . Тобто збільшення діаметру вихідного отвору  $d_2$  з  $0,015\text{ м}$  до  $0,03\text{ м}$  практично майже не впливає на значення залишкового тиску в пневмокамері.

З графіку  $V_{\max} = f(d_1, d_2)$  видно, що збільшення діаметрів отворів  $d_1 = d_2$  з  $0,015\text{ м}$  до  $0,03\text{ м}$  збільшує максимальне значення швидкості руху приведеної маси з  $2,8\text{ м/сек}$  до  $5,2\text{ м/сек}$ .

Приведені вище результати досліджень автоколивальних процесів в макромоделі нейрона з пороговою функцією активації свідчать про можливість реалізації нею рецепторних та ефекторних властивостей за рахунок чутливості моделі до зміни внутрішніх та зовнішніх параметрів.

### **Висновки**

1 Результати досліджень автоколивальних процесів в макромоделі нейрона з пороговою функцією активації свідчать про можливість реалізації нею рецепторних та ефекторних властивостей за рахунок чутливості моделі до зміни внутрішніх та зовнішніх параметрів, що дозволяє реалізувати нею сенсорну чутливість та виконавчі функції.

2 Вище проведені дослідження створюють базу для наступної розробки системи штучного інтелекту медичних інтелектуальних нанороботів.

### **Література**

1 Л.П. Рибак. Синтез структурних схем нейронів та нейронних мереж // Вісник Технологічного університету Поділля -№ 4. 2003. С206-213.

2 Л.П. Рибак. Методика використання сучасного аналізу в медицині, біології, нормальній фізіології людини, молекулярній біології, генетиці, біохімії, біофізичній хімії, біофізиці // Вісник Технологічного університету Поділля. – №3, Ч2 - Технічні науки. 2000. - С.140-144.

УДК 621.91:534.7

**Криворучко Д.В., Зинченко Р.Н., Залога В.А.**

Сумский государственный университет, Сумы, Украина

**МЕТОДИКА РЕГИСТРАЦИИ И ОБРАБОТКИ СИГНАЛА  
АКУСТИЧЕСКОГО ИЗЛУЧЕНИЯ  
ПРОЦЕССА ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ**

*The method of receiving, transformation, registration and processing of acoustic emission has been represented in present article.*

***Введение***

Одной из актуальных проблем для автоматизированных машиностроительных производств является создания надежного и простого аппарата технологического диагностирования процесса механической обработки, в том числе токарной.

Эффективность диагностики целиком и полностью определяется информативностью используемых показателей, их чувствительностью к изменению условий обработки. Работы Подураева В. Н. и его учеников еще в 70-е годы были посвящены исследованию технологической диагностики с помощью акустической эмиссии (АЭ) в диапазоне частот от 30 до 1200 кГц [1, 2]. В них доказана возможность диагностики процесса точения с помощью этого явления. Однако регистрировать и обрабатывать сигнал АЭ в указанном диапазоне частот достаточно сложно и дорого. По нашему мнению в настоящее время намного дешевле регистрировать акустическое излучение (АИ) в диапазоне частот 20-20000Гц, т.е. звуковом диапазоне. Несмотря на другую природу явления, порождающего АИ, практика доказывает возможность ее использования для технологической диагностики процесса обработки. Действительно, АИ хорошо идентифицируется ухом человека и часто в производственной практике используется при оценке работоспособности инструмента в качестве критерия его износа. Однако надежность и достоверность принятых решений зависит от методики приема, преобразования, регистрации и обработки сигнала АИ. Настоящая работа посвящена разработке такой методики для случая мониторинга состояния режущего инструмента при точении.

Колебания в звуковом диапазоне частот являются следствием нестационарности процесса резания и зависят от жесткостных и инерционных свойств технологической системы [2, 3]. Вследствие этого результаты, полученные на разных станках могут существенно отличаться. Несмотря на это применение АИ для целей диагностики обусловлено рядом преимуществ: показатели АИ однозначно связаны с показателями рабочего процесса, например, с величиной износа лезвия; рабочий процесс излучает АИ лишь в узкой полосе частот [4]. АИ имеет достаточно

большую мощность и легко регистрируется с помощью недорогих приемников; волны звуковой частоты относительно слабо затухают в воздухе и практически не встречают звуковых барьеров на пути к приемнику. Проблема адаптации результатов полученных на одном станке к другому станку может на сегодняшний день быть решена с помощью экспертной системы.

### ***Методика регистрации и обработки сигнала акустического излучения***

Основными источниками излучения звуковых волн являются:

- 1) процесс стружкообразования, включающий в себя деформацию срезаемого слоя, трение стружки по передней поверхности инструмента, трение задних поверхностей инструмента по заготовке;
- 2) удаляемая от режущей кромки и трущаяся об элементы технологической системы стружка;
- 3) СОЖ, подаваемая в зону резания;
- 4) привод шпинделя, в том числе коробка скоростей и двигатель;
- 5) привод подач;
- 6) окружающая среда и др.

По нашему мнению наиболее информативными являются источники 1 и 4, физически связанные с условиями обработки. Об источнике 1 известно [5], что изменение силового поля приводит к изменению вибраций элементов системы (инструмента, детали, приспособления), а, следовательно, и к изменению АИ. Изменение условий обработки, например, увеличение фаски износа, приводит и к изменению мощности резания, а, следовательно, к изменению сил в элементах привода шпинделя. Это также приводит к изменению излучения АИ и источником 4 [6]. Все прочие источники мало информативны с точки зрения характера протекания процесса резания и их можно назвать неинформативными.

Система мониторинга с помощью АИ состояния режущего инструмента при точении должна состоять из приемника АИ, преобразователя, регистратора и обработчика сигнала, блока принятия решений [2]. Указанное выше многообразие источников АИ требует применения специальных мероприятий для выделения из всего АИ сигнала лишь от информативных источников.

В качестве приемника АИ можно использовать микрофон, установленный в требуемую точку пространства. Он улавливает звуковые волны, распространяющиеся прямолинейно во всех направлениях и преобразует их в механические колебания своей мембраны и, далее, в колебания ЭДС в катушке, амплитуда которых пропорциональна амплитуде колебаний плотности воздуха. Прямолинейность распространения звуковых волн дает возможность существенно уменьшить амплитуду сигнала АИ от

неинформативных источников размещением микрофона в длинной трубе со звуконепропускаемыми стенками (рис. 1) или за счет использования узконаправленного микрофона. Оснащение микрофона предварительным усилителем позволяет существенно увеличить его чувствительность и уменьшить уровень шумов при передаче принятого электрического сигнала к преобразователю.

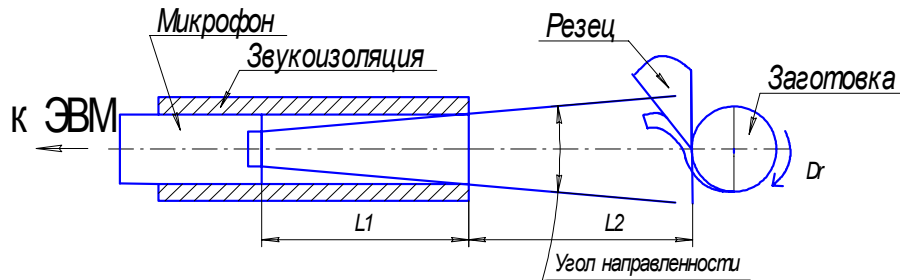


Рисунок 1 – Схема направленности микрофона

Для того чтобы обработку сигнала осуществлять с помощью ЭВМ, в качестве преобразователя предлагается применять АЦП, позволяющий выполнить оцифровку электрического сигнала. Как известно, данная процедура заключается в определении цифрового кода величины ЭДС в катушке на выходе микрофона. Для практических целей она осуществляется через малые равные промежутки времени, называемые периодом дискретизации  $T$ . Часто в расчетах используют величину, обратную периоду дискретизации, – частоту дискретизации  $f_a$ . Частота дискретизации ограничивается сверху техническими возможностями АЦП, но, согласно теореме Котельникова [7], должна быть не меньше удвоенной частоты  $f_{max}$  наивысшей важной с практической точки зрения гармоники спектра исследуемого сигнала, т.е.  $f_a \geq 2f_{max}$ .

Оцифрованный сигнал записывается в памяти ЭВМ. Повышению достоверности полученных данных о текущем состоянии рабочего процесса способствует правильное определение длительности записи сигнала  $\Delta t$ . С одной стороны, она не должна быть меньше периода гармоники с наименьшей важной частотой  $f_{min}$  из анализируемой полосы частот спектра АИ. С другой – она не должна быть слишком большой, поскольку это снижает оперативность принятия решения. Методом проб и ошибок установлено, что необходимо принимать  $\Delta t = (3...10) \frac{1}{f_{min}}$ .

Обработка записанного сигнала сводится к расчету информативных показателей. Среди них, по аналогии с АЭ, известны [4, 8]:  $N_{\Sigma}$  - суммарное АИ;  $\dot{N}_{\Sigma}$  - активность АИ; интенсивность АИ; уровень АИ;  $E$  - мощность АИ;  $A_{max}$  - максимальная амплитуда гармоник спектра АИ;  $f_{A_{max}}$  - частота гармоники, на которой имеет место максимальная амплитуда. Методика

определения первых четырех показателей для случая звуковой частоты ничем не отличается от описанной в [8]. Однако перед выполнением расчетов из записанного сигнала необходимо отфильтровать сигналы в полосах частот от неинформативных источников. Для этого могут применяться полосовые КИХ-фильтры [7], например, фильтр с окном Кайзера, который показал малые искажения и достаточную для практики скорость работы. Последовательное применение этих фильтров позволяет практически полностью исключить сигналы АИ от всех неинформативных источников.

Однако более эффективно с точки зрения времени расчета и точности можно использовать показатели, рассчитанные непосредственно по спектру в полосах частот АИ от информативных источников. Воспользовавшись дискретным преобразованием Фурье можно построить спектр записанного за время  $\Delta t$  сигнала АИ:

$$X_R(f_i) = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x(nT) \cos(2\pi f_i nT); \quad X_I(f_i) = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x(nT) \sin(2\pi f_i nT), \quad (1)$$

где  $N = \frac{\Delta \tau}{T} + 1$  - длина последовательности кодов записанного сигнала;

$X_R(f_i)$ ,  $X_I(f_i)$  - соответственно действительная и мнимая часть амплитуды гармоники частотой  $f_i$ .

Модуль амплитуды гармоники частотой  $f_i$  равен:

$$A(f_i) = \sqrt{X_R(f_i)^2 + X_I(f_i)^2} \quad (2)$$

Мощность источника в полосе частот от  $f_1$  до  $f_2$  [7]:

$$E = \frac{1}{f_2 - f_1} \int_{f_1}^{f_2} A(f)^2 df \approx \frac{1}{k_2 - k_1} \sum_{i=k_1}^{k_2} A(i \cdot f_0)^2, \quad (3)$$

где  $k_1 = \frac{f_1}{f_0}$ ,  $k_2 = \frac{f_2}{f_0}$ ,  $f_0$  - частота базовой гармоники.

Максимальную амплитуду гармоник спектра АИ  $A_{\max}$  в заданной полосе частот  $[f_1; f_2]$  можно определить, описав спектр в анализируемой полосе частот гладкой кривой методом наименьших квадратов (рис. 2). Принимая распределение в виде:

$$A(f) = a_0 + a_1 f + a_2 f^2, \quad (4)$$

получим:

$$a_0 = \frac{1}{k} \left( \sum A_i - a_1 \sum f_i - a_2 \sum f_i^2 \right), \quad (5)$$

$$a_1 = \frac{1}{c} \left( k \sum A_i f_i^2 - \sum A_i \sum f_i^2 + a_2 \left( \left( \sum f_i^2 \right)^2 - k \sum f_i^4 \right) \right), \quad (6)$$



$$a_2 = \frac{ck \sum A_i f_i - c \sum A_i \sum f_i - bk \sum A_i f_i^2 + b \sum A_i \sum f_i^2}{b(\sum f_i^2)^2 - bk \sum f_i^4 - c \sum f_i^2 \sum f_i + ck \sum f_i^3}, \quad (7)$$

где  $b = k \sum f_i^2 - (\sum f_i)^2$ ,  $c = k \sum f_i^3 - \sum f_i \sum f_i^2$ ,  $k = k_2 - k_1 + 1$ .

Тогда частота гармоники с наибольшей амплитудой равна

$$f_{A_{\max}} = \max \left( \min \left( -\frac{a_1}{2a_2}; f_2 \right); f_1 \right), \quad A_{\max} = A(f_{A_{\max}}). \quad (8)$$

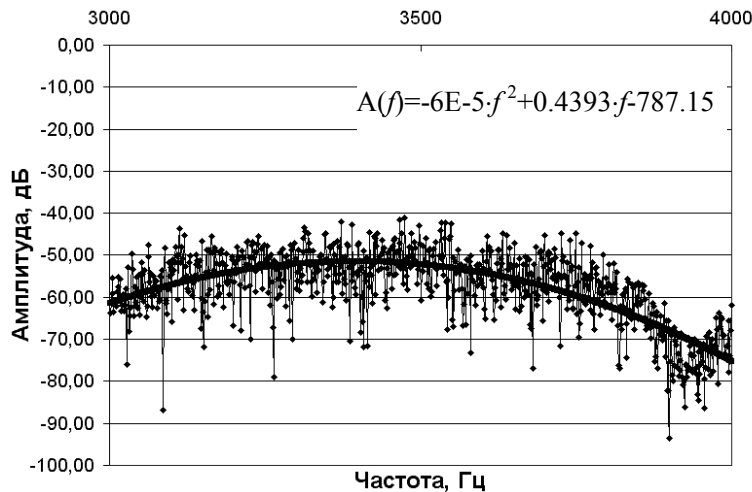


Рисунок 2 – Описание спектра гладкой кривой

Рассчитанные показатели могут быть поданы на вход экспертной системы, которая, сопоставляя их с другими известными данными (режим резания, свойства обрабатываемого и инструментального материалов, геометрические параметры лезвия инструмента и др.) дает заключение о состоянии режущего инструмента. В качестве такой экспертной системы может быть использована нейронная сеть.

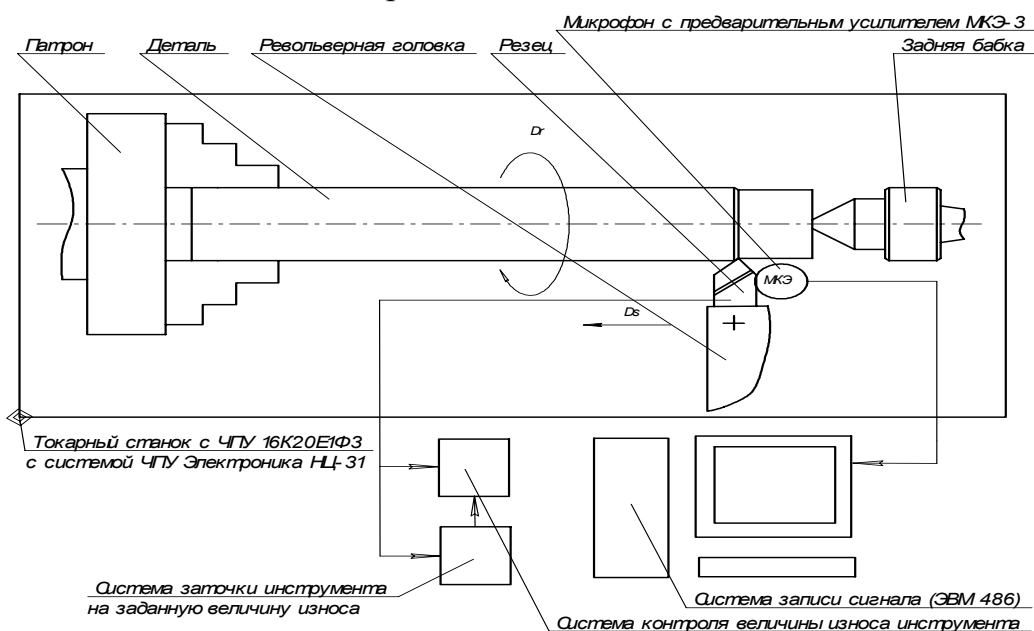


Рисунок 3 – Система мониторинга для станка 16K20T1

Практическую реализацию предложенной методики рассмотрим на примере разработанной авторами системы мониторинга для станка 16K20T1 с системой ЧПУ НЦ-31 (рис. 3). В качестве приемника АИ в работе применяли микрофон МКЭ-3 со следующими техническими характеристиками: номинальный диапазон частот: 50-15000 Гц; чувствительность по свободному полю на частоте 1000 Гц, не менее 4 мВ/Па; неравномерность частотной характеристики чувствительности в номинальном диапазоне частот, для дальнего источника звука (1м) не более  $5 \pm 2.5$  дБ; уровень звукового давления относительно давления  $2 \cdot 10^{-5}$  Па, обусловленный воздействием на микрофон магнитного поля напряженностью 0.08 А/м и частотой 50 Гц – не выше 37 дБ; габариты  $\varnothing 13 \times 21$  мм.

Микрофон был помещен в трубу со звукопоглощающими стенками (см. рис. 1). Угол направленности составил 0.682 стерадиана. Место расположения микрофона выбиралось экспериментально таким образом, чтобы амплитуда сигнала от информативных источников (ориентировочно в полосе частот 8-14кГц) была максимальной. Экспериментально установлено, что это достигается при расположении микрофона в точке 4 (рис. 4).

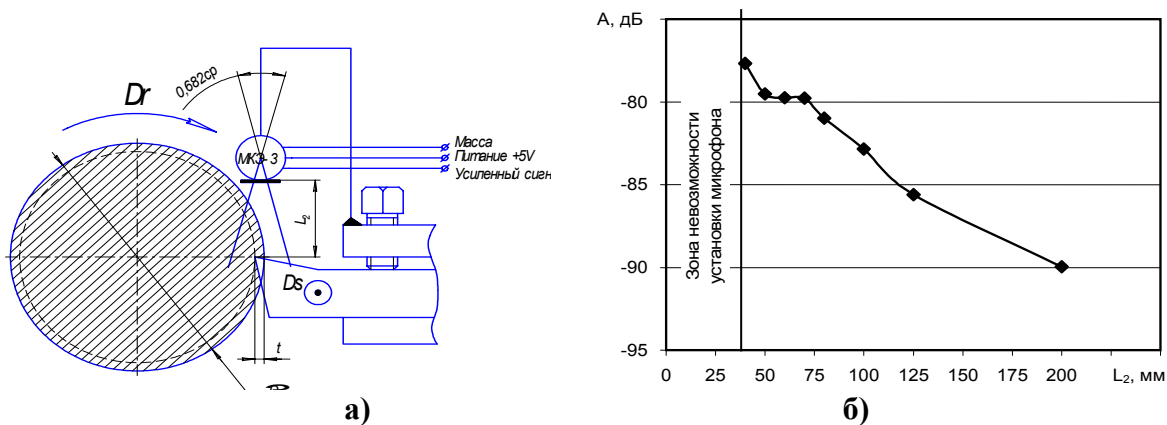


Рисунок 5 – Принятый вариант установки микрофона (а) и влияние его расстояния до зоны стружкообразования на амплитуду сигнала АИ частотой 1кГц (б)

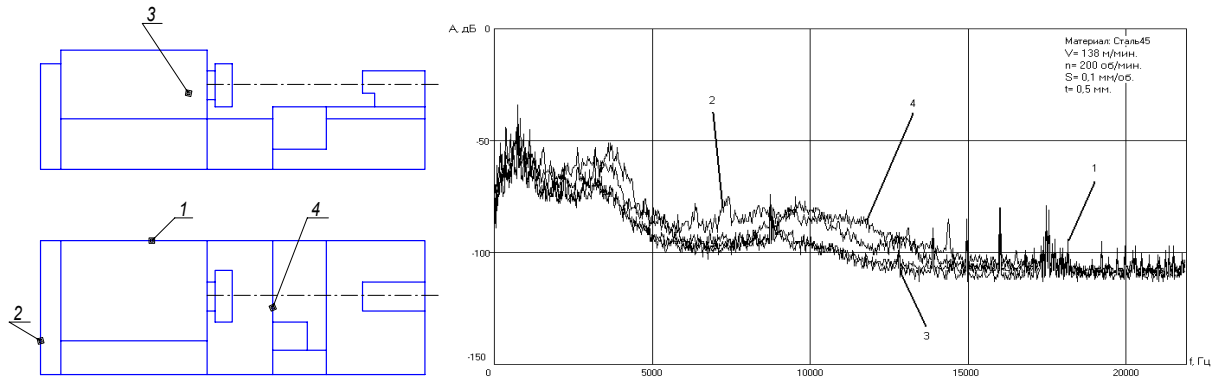


Рисунок 4 – Влияние места расположения микрофона на спектр АИ

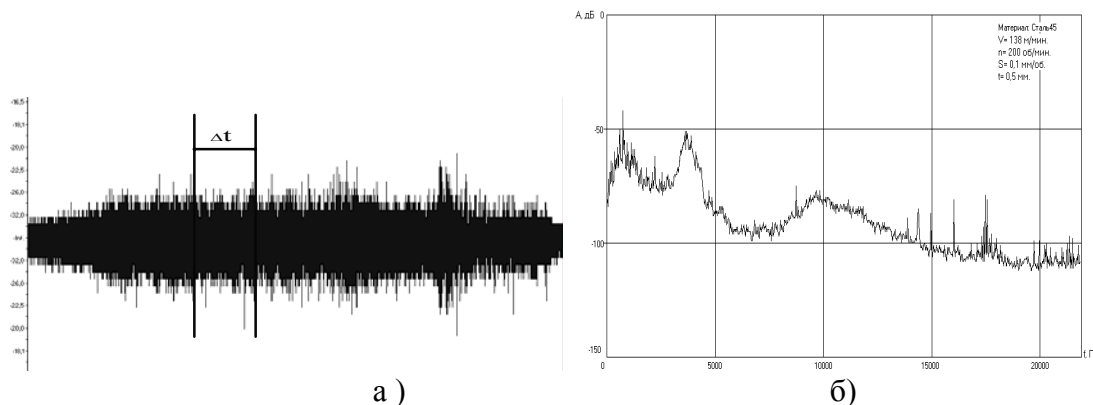
Расстояние микрофона до зоны стружкообразования также выбирали экспериментально по максимуму амплитуды сигнала АИ и исключению возможности механического воздействия на микрофон стружки. Установлено, что амплитуда сигнала АИ начинает существенно убывать на расстоянии свыше 70мм (рис. 5б). Поэтому за базовое расстояние расположения микрофона принято  $l_2 = 35 - 40$  мм. При расположении микрофона на расстоянии  $l_2 < 35$  мм возникают помехи вызванные соударением стружки с микрофоном.

Принятый микрофоном сигнал (рис. 6) оцифровывали звуковым адаптером модели PCI CM8738 и записывали в память ЭВМ на базе процессора Intel модели 5x86. Максимально возможная для данного оборудования частота дискретизации – 44100Гц. Время записи принималось 0.1 с, что позволило записывать 3 периода гармоникой частотой 30 Гц.

Амплитуду сигнала АИ преобразовали в относительную величину, принятую в акустике, - децибелы (дБ) по формуле:

$$A_{aA} = 10 \cdot \lg \left( A_{\text{оцифр}} / 32768 \right), \quad (9)$$

где  $A_{\text{оцифр}}$  - амплитуда сигнала считанная из файла. За 0 дБ принимается уровень силы звука  $10^{-12}$ (Вт/см<sup>2</sup>), представляющий собой порог слышимости.



а) б)  
Рисунок 6 –Сигнал АИ при точении (а) и его спектр (б)

Построение спектра записанного сигнала АИ и расчет показателей АИ выполняли с помощью разработанной авторами программы. Так для представленного на рисунке 8 сигнала в предположении о том, что информативный источник излучает АИ в полосе частот от  $f_1 = 6000$  Гц до  $f_2 = 9000$  Гц ( $E_0 = 1000$  мВт) было получено:

$$N = 1683 \text{ шт}, \dot{N}_\Sigma = 16830 \text{ Гц}, E = 45,3 \text{ дБ}, A_{\text{max}} = -63 \text{ дБ}, f_{A_{\text{max}}} = 6725 \text{ Гц}.$$

### **Выводы**

Таким образом, разработана методика приема, преобразования, регистрации и обработки АИ для целей мониторинга процесса точения. Применение узконаправленного микрофона, расположенного на оптимальном расстоянии до зоны стружкообразования позволяют получить сигнал АИ с минимальной величиной сигнала в полосе частот неинформативных источников АИ. Предложенные расчетные формулы позволяют определить такие показатели АИ, как частоту гармоник с максимальной амплитудой и мощность АИ в заданной полосе частот. Для практического применения разработанной методики необходимы экспериментальное определение полосы частот сигналов АИ от информативных источников и оценка информативности каждого из названных показателей, что будет предметом изложения в последующих работах.

### **Литература**

1. Подураев В. Н., Барзов А. А. Анализ и прогнозирование процесса резания методом акустической эмиссии. -М.: МДНТП, 1978. -5 с.
2. Подураев В. Н., Барзов А. А., Горелов В. А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. -М.: Машиностроение, 1988. -56 с.
3. Залого В. А., Криворучко Д. В. Классификация факторов, определяющих нестационарность процессов резания, и их влияние на выходные параметры механической обработки//Вестник ХГПУ: Серия НРСТ. -Х.: ХГТУ, 2000. -Вып. 77. -С. 35- 38.
4. Генкин М. Д., Соколова А. Г. Виброакустическая диагностика машин и механизмов. -М.: Машиностроение, 1987. -288 с.
5. Крагельский И. В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник; В 2- х т./Под ред. И. В. Крагельского. -М.: Машиностроение, 1978. -Т.1. -400 с.
6. Авраменко В. В., Ильенко Т. Н. Использование интегральной спектральной оценки для диагностики и косвенного контроля//Вестник СумГУ. -Сумы, 1996. -Вып. 2. -№ 6. -С. 94- 98.
7. Основы цифровой обработки сигналов: Курс лекций/А. И. Солонина, Д. А. Улахович, С. М. Арбузов и др. -СПб: БХВ-Петербург, 2003. -608 с.
8. Грешников В. А., Дробот Ю. Б. Акустическая эмиссия. -М.: Издательство стандартов, 1976. -272 с.

**УДК 621.74**

**А. П. Макаревич, М. А. Фесенко, А. Н. Фесенко**  
НТУУ «КПІ», г. Киев, ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПЕРСПЕКТИВЫ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА МЕХАНИЗМОВ И МАШИН ЗА СЧЕТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СОВРЕМЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*The complex of experimental researches on influence of basic factors of technological process on structure having cast from a perspective constructional material - high-strength pig-iron with spherical graphite is executed. The technological process of manufacturing having cast the raised accuracy is offered at casting on the installed gas models.*

### ***Введение***

Существенным резервом повышения эксплуатационных характеристик и ресурса работы механизмов и машин является применение новых конструкционных материалов с высоким комплексом технологических, механических и других свойств.

К числу таких материалов относится высокопрочный чугун с шаровидным графитом (ВЧШГ). Благодаря высоким показателям и хорошему сочетанию прочностных, эксплуатационных, физических и технологических свойств ВЧШГ находит весьма широкое применение во всех отраслях промышленности.

### ***Анализ исследований и публикаций по проблеме***

Как показывает зарубежный и отечественный опыт, высокопрочным чугуном с шаровидным графитом во многих случаях заменяют стальное литье, стальные поковки, ковкий, серые и специальные чугуны.

Преимуществом ВЧШГ перед сталью [1] является меньшая его плотность, а значит, и меньшая масса деталей, которая может быть еще больше снижена благодаря более высокой жидкотекучести, а, следовательно, возможности отлить из этого материала более тонкостенные детали. Важным преимуществом является также более низкая по сравнению со сталью температура плавления чугуна, что облегчает и удешевляет процесс плавки. Кроме того, большим преимуществом ВЧШГ перед сталью являются его более благоприятные литейные свойства, в том числе меньшая литейная усадка и соответственно меньшая склонность к образованию горячих трещин, а также большая циклическая вязкость и более высокие значения служебных свойств [1].

В сравнении с ковким чугуном ВЧШГ обладает лучшими литейными и более высокими механическими свойствами. Замена ковкого чугуна высокопрочным чугуном с шаровидным графитом создает возможность во

многих случаях отказаться от термообработки, а также применять этот уникальный материал для деталей любых сечений, массы и размеров [1].

Высокие механические свойства ВЧШГ дают возможность заменять им серый и даже специальные чугуны, причем, при этом в большинстве случаев появляется возможность уменьшения толщин стенок и снижения массы отливок без снижения эксплуатационных характеристик, ресурса и надежности работы изделий.

На практике ВЧШГ получают путем модифицирования базового чугуна. Применяемые способы модифицирования можно подразделить на следующие группы: в первичном плавильном агрегате, открытых или герметизированных ковшах, на желобе при выпуске из плавильного агрегата, в струе металла или погружением в него порошковой проволоки из магнийсодержащего материала, а также в литейной форме [2].

На сегодняшний день одной из наиболее перспективных для получения отливок из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом является технология внутриформенного модифицирования, которая предусматривает обработку базового чугуна низкопроцентными магнийсодержащими модификаторами или лигатурами непосредственно в литейной форме. Ещё более широкие возможности и перспективы получения высококачественных отливок повышенной размерной и массовой точности из ВЧШГ представляет объединение технологии внутриформенного модифицирования с прогрессивным способом изготовления отливок повышенной точности - литьём по неизвлекаемым газифицируемым моделям.

Способ внутриформенной обработки базового чугуна, сближая процессы модифицирования и затвердевания расплава в пространстве и во времени, обладает целым комплексом преимуществ по сравнению с другими методами: отсутствие дымовыделения и свечения, высокая степень усвоения модификатора, максимальный эффект зародышеобразования, более низкая температура металла при выпуске из печи и заливке в форму, более короткий производственный цикл получения ВЧШГ и другие [3], а применение пенополистироловых газифицируемых моделей существенно упрощает изготовление модельного комплекта для отливки, уменьшает трудоемкость изготовления формы, упрощает процессы смесеприготовления, выбивки, обрубки и очистки литья, обеспечивает точность и практически абсолютную геометрическую стабильность отливок, позволяет существенно снизить величину припусков на механическую обработку и уменьшить трудоемкость механической обработки отливок [4].

Однако многие вопросы технологии получения отливок из ВЧШГ литьем по газифицируемым моделям до конца не изучены и требуют постановки и проведения соответствующих исследований.

Главным условием для получения ВЧШГ, как в случае внутриформенной обработки при литье по газифицируемым моделям, так и при других технологиях модифицирования, является наиболее полное усвоение сфероидизирующего модификатора во время обработки расплава и его равномерное распределение в объеме отливки.

В качестве основных параметров для достижения указанных условий наряду с химическим составом исходного чугуна и температурно - временными режимами литья являются способ обработки чугуна, тип, количество и дисперсность модификатора.

С целью оптимизации технологического процесса получения ВЧШГ при литье по газифицируемым моделям в лабораторных условиях были проведены соответствующие исследования.

### ***Методика работы***

Исходный чугун выплавляли в индукционной тигельной печи типа ИСТ-006 из шихты, включающей литейный чугун марки Л4, стальной лом (стали 45) и ферросплавов (FeMn и FeSi) для доводки металла по кремнию и марганцу.

Температура металла при выпуске из печи составляла 1450...1470°C. Заливка металла в сухую песчаную форму из кварцевого песка с заформованными газифицируемыми моделями осуществлялась при температуре около 1400...1420 °С.

В качестве сфероидизирующих модификаторов использовали лигатуру VL63(М) производства Германии (аналог отечественного модификатора ФСМг5), а также лигатуры отечественного производства ФСМг9, NiMgCu, FeCe и FeCe в смеси с 75 %-ным FeSi.

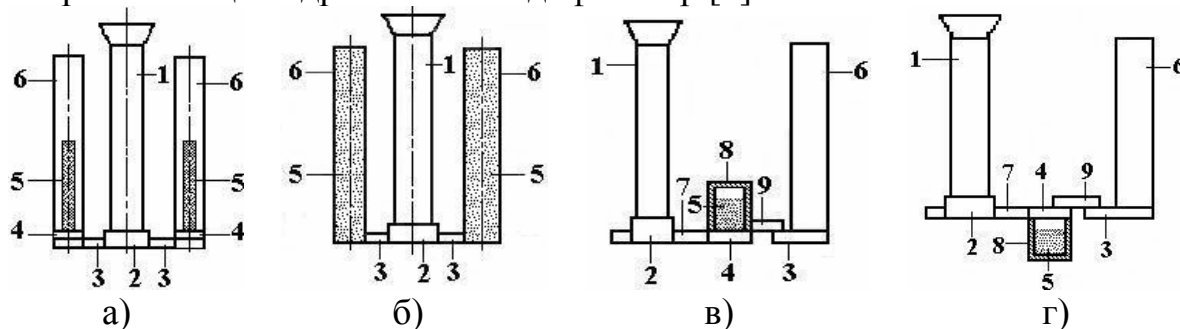
Химический состав используемых модификаторов представлен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав модификаторов

Тип лигатуры	Содержание химических элементов, % мас.							
	Si	Mg	Ca	PЗМ	Ce	Fe	Ni	Cu
VL63(М)	45	5,9	2,0	0,7	-	ост.	-	-
ФСМг9	44	9,0	1,5	0,6	-	ост.	-	-
NiMgCu	-	15	-	-	-	-	45	40
FeCe					45	ост.		

Для обоснования выбора наиболее эффективного способа обработки чугуна внутри литейной формы опробовали несколько вариантов: посредством газифицируемой модели при размещении дробленого

модификатора всередині її порожнини (рис 1, а), при розміщенні рівномірно розподіленого дрібленого модификатора по всьому об'єму моделі (рис. 1, б), а також з використанням верхніх (рис.1, в) і нижніх (рис.1, г) проміжних реакційних камер, розташованих між питателем і стояком, виконаних в вигляді оболонки з пенополістирола, всередині якої поміщали дріблений модификатор [5].



1 – стояк; 2 – шлакоуловитель; 3 – питатель; 4 – пенополістиролова заглушка (пробка); 5 – модификатор; 6 – газифіцируемая модель отливки; 7 – проміжний з'єднательний канал; 8 – реакційна камера (пустотельний контейнер з пенополістирола);

Рис. 1 - Схема внутріформного сфероїдируючого модифікування з вводом модифікатора посредством газифіцируемой моделі (а, б) і з використанням реакційних камер верхнього (в) і нижнього розташування (г)

Значительний інтерес для розробки ефективної технології отримання високопрочного чугуна з шаровидним графітом помимо способу сфероїдируючої обробки і типу модифікатора представляють дослідження впливу кількості і дисперсності вводимого в расплав модифікатора, що диктується як технологічними і технічними, так і економічними соображеннями.

Изучение впливу даних факторів проводили при литві по пенополістироловим газифіцируемым моделям з внутріформною сфероїдирующою обробкою лігатурою VL63(M), которую вводили в різном кількості (0,5; 1,0; 1,5; 2,0 %) і різної дисперсності (0,2...0,4; 0,63...1,0; 1,0...1,6; 1,6...2,5 мм).

Исследования проводили на опытных отливках в виде цилиндрических образцов  $\varnothing 30$  мм и высотой 200 мм.

### **Результаты исследований**

Из рассматриваемых вариантов сфероїдирующою обробки исходного чугуна наиболее эффективным является способ обробки в литейной форме с помощью реакційних камер нижнего розташування (рис. 1, г). При этом наблюдается практически равномерное усвоение и распределение модифіцирующих элементов во всем объеме отливки и



образование однородной структуры чугуна, чего невозможно достичь в случае других рассматриваемых вариантов обработки жидкого металла [4].

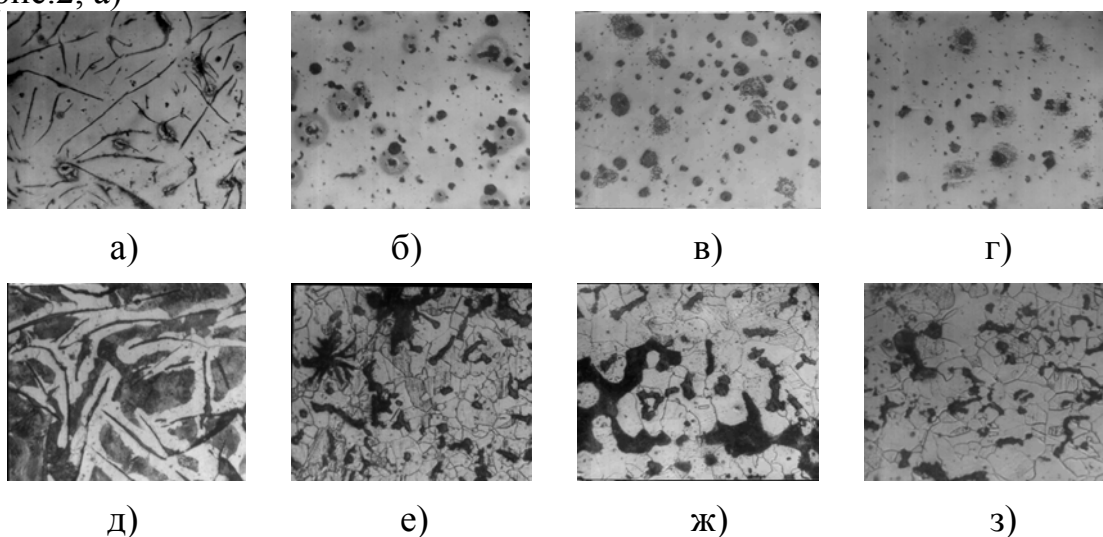
Причем эффективность такой внутриформенной обработки подтверждена как на «легких» модификаторах типа ФСМг9 и VL63(M), так и при использовании «тяжелой» NiMgCu лигатуры, а также при осуществлении модифицирования FeCe и смесью FeCe + FeSi.

Из использованных модификаторов наилучшие и наиболее стабильные результаты получены при внутриформенной обработке чугуна с помощью нижних реакционных камер лигатурами VL63(M) и ФСМг9. При достаточном количестве сфероидизирующего модификатора и в образцах из чугуна, обработанного лигатурой VL63(M), и в образцах из чугуна, обработанного модификатором ФСМг9, выделяется графит в виде включений правильной шаровидной формы (балл ШГф5) с диаметром включений до 30 мкм (баллы ШГд15 и ШГд25), равномерно распределенных в плоскости шлифов с баллом ШГр1 и с площадью, занятой графитом на плоскости шлифа, от 3 до 5 %, что соответствует баллу ШГ4. После обработки расплава лигатурами VL63(M) и ФСМг9 микроструктура образцов феррито – перлитная. При этом в образцах, отлитых из чугуна, обработанного лигатурой VL63(M), площадь занятая перлитом составляет от 2 до 20 % общей площади шлифа, занята ферритом – от 80 до 98 % в зависимости от состава исходного чугуна и скорости охлаждения. Обработка чугуна лигатурой ФСМг9 способствует более сильной перлитизации структуры и микроструктура оценивается баллом П20(Ф80), т.е. перлит занимает от 10 до 30 % площади шлифа.

Внутриформенная обработка чугуна лигатурой NiMgCu и смесью FeCe и FeSi75 в количестве 1% от массы обрабатываемого чугуна также приводит к образованию графита шаровидной формы (балл ШГф5) с диаметром включений до 45 мкм, равномерно распределенных в плоскости шлифов с баллом ШГр1 и с площадью, занятой графитом на плоскости шлифа, от 2 до 3 %. Однако, применение этих лигатур для внутриформенной обработки чугуна при литье по газифицируемым моделям способствует более сильной перлитизации структуры, чем в случае использования лигатур VL63(M) и ФСМг9. При этом микроструктура образцов формируется перрито – ферритная, площадь занятая перлитом составляет от 70 до 80 % от общей площади шлифа и оценивается баллом П70(Ф30), что значительно больше, чем при обработке расплава чугуна магнийсодержащими модификаторами VL63(M) и ФСМг9. Склонность к образованию перрито - ферритной структуры чугуна с высоким содержанием перлита затрудняет получение отливок из высокопрочного чугуна с высокой пластичностью и является нежелательным условием, особенно для отливок из ВЧШГ марок ВЧ350-

450 и им подобным. Также использование лигатур NiMgCu и FeSe при больших объемах производства отливок из ВЧШГ является экономически нецелесообразным. Внутриформенная обработка чугуна FeSe без последующей обработки FeSi способствует образованию отбела и свободных карбидов, что ухудшает свойства ВЧШГ, затрудняет обрабатываемость и зачастую требует проведения термической обработки отливок.

При изучении влияния количества модификатора VL63(M) экспериментально установлено, что внутриформенная обработка расплава указанной лигатурой в количестве 0,5% от массы обрабатываемого базового чугуна является недостаточной. При этом в структуре исследуемых образцов выделяется пластинчатый графит прямолинейной формы ПГф2 с длиной графитовых включений 45 мкм (рис.2, а)



а, д – 0,5 % модификатора; б, е – 1,0 % модификатора;  
в, ж – 1,5 % модификатора; г, з – 2,0 % модификатора.

Рисунок 2 – Структура графитовых включений (а – г) и микроструктура (д – з) исследуемых образцов после обработки чугуна различным количеством модификатора VL63(M) ( $\times 100$ )

С увеличением количества модификатора до 1,0 % в структуре образцов наблюдается образование вермикулярных включений графита (балл ВГф2) с отдельными мелкими включениями графита шаровидной формы (рис. 2, б).

Дальнейшее увеличение количества вводимого модификатора до 1,5, а затем и до 2,0 % приводит к образованию шаровидного графита правильной формы, оцениваемого баллом ШГф5 (рис. 2, в, г). Большинство включений графита имеет диаметр от 25 до 45 мкм. Микроструктура всех образцов феррито – перлитная, соответствующая баллам П6(Ф94) - П20(Ф80) (рис.2, д, е, ж, з). Аналогичные

закономерности по влиянию количества модификатора сохраняются и при использовании лигатуры ФСМг9.

Внутриформенная обработка исходного чугуна с использованием модификатора VL63(M) разной дисперсности в количестве 1,5 – 2,0 % показала, что наилучший эффект модифицирования наблюдается при обработке расплава модификатором с размерами частиц 1,0...1,6 мм. При этом, как в верхней, так и в нижней частях цилиндрической отливки диаметром 30 мм образуется шаровидный графит правильной формы (балл ШГф5) с размером включений, оцениваемых баллом ШГд45. Микроструктура образцов - стабильно феррито – перлитная, оцениваемая баллами П6(Ф94) - П20(Ф80).

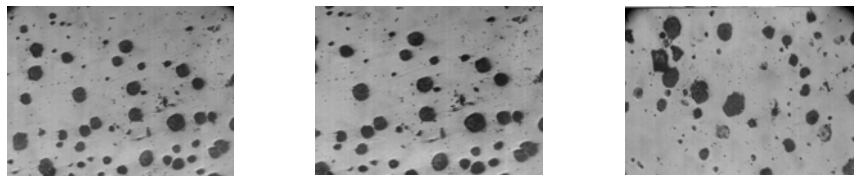
Однако, следует предположить, что для конкретных фасонных отливок в зависимости от их массы, конфигурации, геометрических размеров и толщины стенки оптимальная дисперсность модификатора, которая обеспечивает гарантированно стабильные результаты модифицирования и получения заданной структуры и свойств чугуна, может быть различной. В связи с этим, для разработки оптимальных вариантов технологии по дисперсности используемых модификаторов требуются дальнейшие исследования, в том числе и на других модификаторах и в более широком диапазоне размеров частиц модификатора.

### ***Выводы***

Таким образом, на основании проведенных исследований для получения отливок из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом в условиях производства точных отливок литьем по газифицируемым моделям можно рекомендовать внутриформенную обработку расплава чугуна в нижней реакционной камере лигатурой VL63(M) в количестве 1,5...2,0% от массы обрабатываемого жидкого чугуна, дисперсностью частиц модификатора 1,0...1.6 мм. Такая обработка обеспечивает гарантированное получение шаровидного графита правильной формы и феррито – перлитную структуру чугуна с высоким содержанием феррита в литом состоянии без термообработки.

Данная технология была опробована при изготовлении опытной отливки «Подушка» массой 11 кг для опорных валков прокатных станов. Металлографические исследования показали, что в структуре образцов, вырезанных из разных сечений (10, 20, 60 мм) отливки (рис. 3) наблюдалось образование шаровидного графита правильной формы (балл ШГф5), с количеством включений соответствующих баллу ШГ6 и средним диаметром включений 45 мкм. Микроструктура образцов -

феррито – перлитная с разным количеством перлита и феррита, оцениваемая баллами П20(Ф80).



а) б) в)

а – 10 мм; б – 20 мм; в – 60 мм.

Рисунок 3 – Структура графита в разных сечениях опытной оливки «Подушка».

### Литература

1. Справочник по чугуному литью. Под ред. Н.Г.Гиршовича. – 3-е изд., – Л: Машиностроение, 1978. – 758 с.
2. Иванов В.Н. Способы получения чугуна с шаровидным графитом// Библиотечка литейщика.– 2001. – №1-2. - С.11 – 15.
3. Бубликов В.Б. Модифицирование чугуна в вертикально – проточной реакционной камере // Процессы литья. – 2002. – №3. – С.35 – 41.
4. Шинский О.И.Технология и оборудование для литья железоуглеродистых и цветных сплавов по газифицируемым моделям под высоким регулируемым давлением» // Металл и литье Украины. – 1997. – №1. – С.25 – 28.
5. Макаревич А. П., Фесенко А. Н., Фесенко М. А. Влияние способа ввода модификатора на структуру высокопрочного чугуна // Литейное производство. – 2004. – №9. – С. 3 – 6.

УДК 621.91:534.7

**Кравченко В.И., Квашнин В.О., Кравченко В.В.**

ДГМА, Краматорск, Украина

## **ОПТИМИЗАЦИЯ МОЩНОСТИ ЭЛЕКТРПРИВОДА НА СТАДИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Развитие науки об электричестве является залогом дальнейшего прогресса в области техники и технологии. Электрические явления были известны еще древним, но только в 19-20 веках благодаря трудам отечественных (Петров В.В., Якоби Б.С., Мандельштам Л.И. и др.) и зарубежных (Ампер А.М., Ом Г.С., М. Фарадей и др.) ученых, электричество прочно вошло в наш быт и на производство [1].

В то же время, дефицит ресурсов для получения электроэнергии потребовал принять меры для ее бережного расхода и экономии. Особенно остро эта проблема стоит на производстве, где для изготовления изделий используются различные станки, машины и механизмы, каждый из которых оснащен электроприводом.

Электропривод – электромеханическое устройство, предназначенное для приведения в движение рабочих органов машин, состоящее из электродвигательного [2], передаточного и др. устройств.

Электропривод является крупнейшим потребителем электроэнергии, поскольку работу электропривода зачастую обеспечивают один или несколько электродвигателей. Поэтому одним из путей экономии электроэнергии является правильный выбор электродвигателей еще на стадии проектирования электрических приводов, т.к. известно [1,2], что из всего объема произведенной электроэнергии, более половины расходуется в электроприводе. Кроме того, например, если мощность электродвигателя будет недостаточна, то он не сможет обеспечить работу привода, если избыточна, то часть электроэнергии будет расходоваться напрасно.

В связи с этим целью настоящей работы является автоматизация выбора электродвигателей, как перспективного метода экономии электроэнергии еще на стадии проектирования машин, в частности, металлорежущего оборудования.

Большинство современных станков, машин и механизмов, работающих на электроэнергии, имеют отдельный электрический привод, при котором для осуществления рабочих движений применяется электрический двигатель (электродвигатель).

В зависимости от того, какой ток используется, электродвигатели могут быть постоянного или переменного тока. Последние по конструкции могут быть синхронными или асинхронными.

Далее рассмотрим наиболее распространенные – асинхронные с короткозамкнутым ротором[1,3]. Асинхронные двигатели – наиболее распространенный вид электрических машин, потребляющих в настоящее время около 40% всей вырабатываемой электроэнергии. Их установленная мощность непрерывно возрастает[1]. Они работают на принципе вращающегося магнитного поля, которое создается при прохождении в обмотках статора трехфазного тока.

Конструктивно трехфазный асинхронный двигатель (рис 1) состоит из статора 1, ротора 2 и обмоток 3, которые пространственно сдвинуты на  $120^\circ$  относительно друг друга. При включении обмотки статора в трехфазную сеть переменного тока в фазах протекают переменные токи  $I_A$ ,  $I_B$ ,  $I_C$ , которые создают переменные н. с.  $F_A$ ,  $F_B$  и  $F_C$  изменяющиеся во времени по синусоидальным законам со сдвигом во времени на  $1/3$  периода переменного тока.

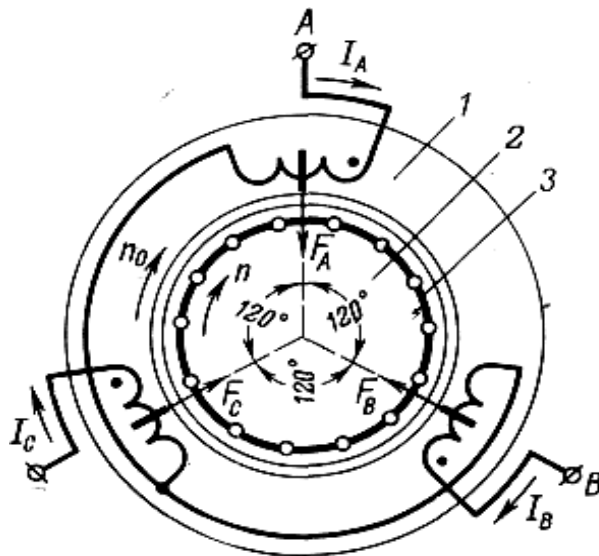


Рисунок 1 - Схема асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором

Три магнитных поля складываются и образуют общее магнитное поле, которое вращается вокруг статора. Вращающееся магнитное поле статора индуцирует в проводниках ротора ток и увлекает их за собой. Связанное с ротором передаточное устройство приводит в движение исполнительный механизм машины, который совершает механическую работу.

Как указывалось выше, вращающееся магнитное поле, пересекая проводники ротора (см. позиция 3, рис.1), наводит в них э.д.с., под действием которой в обмотке ротора протекают токи. В результате взаимодействия этих токов с магнитным полем машины возникает момент  $M$ , увлекающий ротор в направлении вращения поля статора. Результирующее магнитное поле машины вращается с синхронной скоростью  $n_0$ , определяемой по формуле

$$n0 = 60f/p, \quad (1)$$

где  $f$  — частота сети переменного тока, Гц;  $p$  — число пар полюсов.

Формулу (1) можно использовать для подсчета синхронной скорости асинхронного двигателя, т.к. число полюсов  $2p$  асинхронных машин, как правило, указывается последней цифрой в обозначении типа машины. Поэтому синхронную скорость асинхронного двигателя можно использовать как критерий для выбора машины по паспортным данным.

Для определения нагрузки электродвигателя рассмотрим простейшую схему привода токарного станка (рис. 2). Двигатель вращает шпиндель станка с изделием. В результате взаимодействия изделия с резцом возникает усилие резания  $FZ$ , направленное противоположно направлению вращения двигателя. Это усилие создает на валу двигателя противодействующий момент ( $M$ ), равный произведению силы  $FZ$  на плечо  $ru$ :

$$MZ = FZ * ru = 0.5 * FZ * Du,$$

где  $FZ$  — усилие резания,  $H$ ;  $ru$  и  $Du$  — соответственно радиус и диаметр изделия,  $m$ .

Очевидно, при работе с постоянной скоростью вращения двигатель должен развивать момент  $M$ , полностью уравновешивающий противодействующий момент нагрузки  $MZ$ . Чем больше стружка, снимаемая резцом, тем больше момент нагрузки  $MZ$ , а следовательно, и момент двигателя  $M$ .

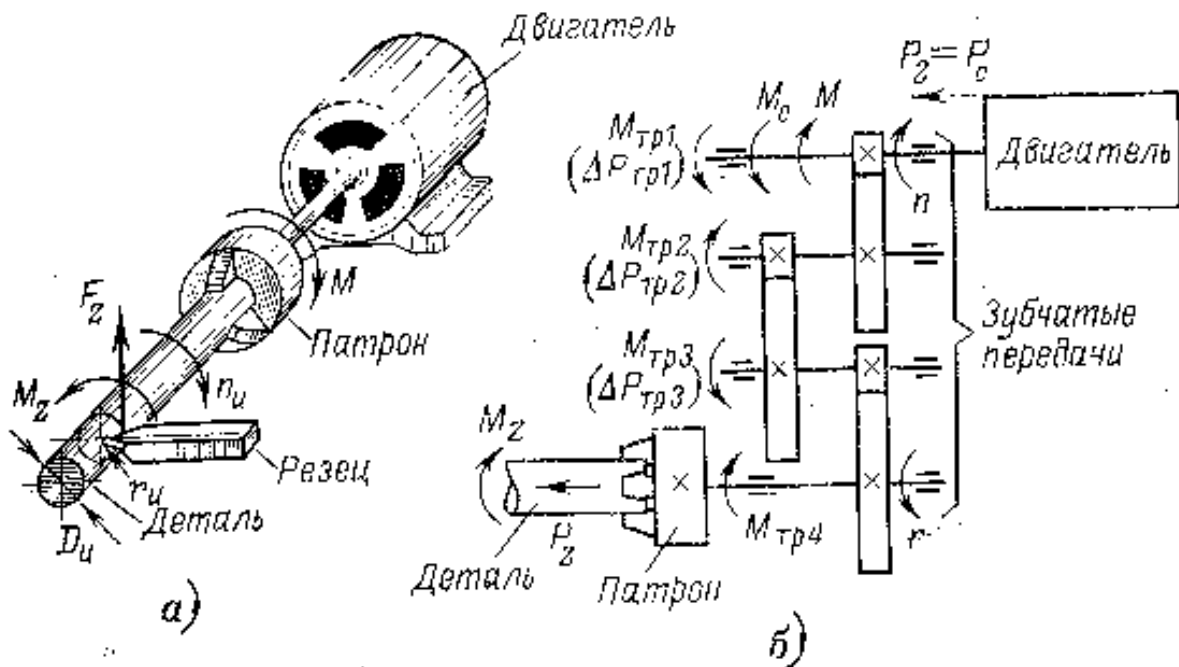


Рисунок 2 - Схема резания (а) и электропривод (б) токарного станка.

Так как работа  $A$ , совершенная силой  $F$  за время  $t$ , численно равна произведению силы на путь  $S$ , то мощность резания  $PZ$  связана с усилием резания  $FZ$  соотношением

$$PZ=A/t=FZ*S/t=FZ*v, \quad (2)$$

где  $v$  – скорость резания (м/с), численно равная длине стружки, снимаемой резцом за 1 с.

При вращательном движении мощность (кВт) выражают через момент и скорость вращения:

$$PZ=MZ*nu/9550,$$

где  $nu$  – скорость вращения обрабатываемой детали, об/мин.

В рассматриваемом случае мощность на валу двигателя равна полезной мощности резания. Так как  $M= MZ$  и  $n=nu$ , то мощность (кВт):

$$P2=M*n/9550, \quad (3)$$

где  $n$  – скорость вращения двигателя, об/мин;  $M$  – момент, развиваемый двигателем, Нм.

В действительности в любом реальном механизме существуют вредные моменты, обусловленные трением в подшипниках и передачах. При этом двигатель на своем валу должен развивать мощность  $P2$ , равную суммарной мощности всех полезных и вредных нагрузок  $PC$  (рис.2):

$$PC=PZ/et, \quad (4)$$

где  $et$  – к.п.д. механизма, учитывающий все потери на трение в механизме.

По известной суммарной мощности нагрузки на валу двигателя  $PC$  можно с помощью формулы (3) определить и суммарный момент нагрузки (Нм) на этом валу:

$$MC=9950*PC/n. \quad (5)$$

Момент, развиваемый двигателем, при этом равен суммарному моменту нагрузки  $M=MC$ , все силы и моменты которой противодействуют вращению.

Соотношения (1-5) представляют собой математическую модель механической части электропривода (кинематическая схема которого приведена на рис. 2), описывающую связь электрических характеристик, условно, с нагрузкой электродвигателя.

По соотношениям математической модели (1-5) зная максимальную мощность резания, которая обычно указывается в справочниках или рассчитывается технологами, можно выбирать оптимальную мощность электродвигателей из стандартного ряда, выпускаемого промышленностью и наиболее полно подходящую к режиму нагрузки.

Для этого по формуле (4) вычисляется расчетная (потребная) мощность  $PR$ :



$$PR = PZ/et.$$

Полученное значение мощности PR сравнивается с аналогичным показателем таблицы 1 [1,3].

Таблица 1 – Технические данные асинхронных двигателей единой серии

Тип	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Мощность, РН, кВт	1,0	1,7	2,8	4,5	7,0	10,0	14,0	20,0	28,0

Для сравнения используется условие

$$PR < PH_i, \quad i=1,2,\dots,9 \quad (6)$$

согласно которому выбирается такое  $PH_i$ , для которого впервые нарушается соотношение (6). Синхронная скорость вращения рассчитывается по формуле (1). Далее выбрав РН и рассчитав  $n_0$ , по справочникам, содержащим технические данные асинхронных двигателей единой серии (см. табл. 1) можно определить тип электродвигателя и все его характеристики.

Например, для мощности резания  $PZ=3,3$  кВт и к.п.д. станка  $et=0,78$  по формуле (4) вычислим

$$PR = PZ/et = 3,3/0,78 = 4,22 \text{ кВт}.$$

Сравнение значения PR с РН из табл.1, показывает, что в качестве оптимального решения необходимо выбрать электродвигатель типа 4 с РН=4,5 кВт.

Определив РН, по формуле (5) можно рассчитать максимальный крутящий момент на валу электродвигателя.

Зная расчетную PR и проектную РН мощность, можно определить запас мощности, который позволяет не допустить аварийной ситуации, связанной с перегрузом двигателя, а следовательно и перерасходом электроэнергии. Запас мощности ZJ определяется по формуле

$$ZJ = PH - PR = PH - PZ/et = (et * PH - PZ)/et. \quad (7)$$

Для вышеприведенного примера по формуле (7) получим:

$$ZJ = (et * PH - PZ)/et = (0,78 * 4,5 - 3,3)/0,78 = 0,3 \text{ кВт}.$$

Положительное значение ZJ показывает, что двигатель работает в оптимальных условиях. Его мощность используется почти полностью, но перегруза нет, а технологические возможности почти исчерпаны.

Выбор наиболее выгодного передаточного числа между валом двигателя и рабочей машины зависит от режима работы электропривода. Чем выше номинальная скорость электродвигателя при одинаковой мощности, тем меньше его габариты и стоимость. Наряду с этим увеличение передаточного числа, как правило, повышает стоимость передачи.

В электроприводах с повторно - кратковременным пуском и торможением, к которым относятся привода металлорежущего оборудования, существенное влияние на производительность машины и расход электроэнергии, оказывает длительность этих процессов во времени.

Возникает задача определения оптимального передаточного числа. Известно [6], что оптимальное передаточное число  $i$  определяется из выражения:

$$i = \omega_d / \omega_m,$$

где  $\omega_d$  - угловая скорость вала электродвигателя;  $\omega_m$  - угловая скорость вала рабочей машины (станка).

Скорость вала рабочей машины задается условиями производственного процесса. При изменении скорости вала электродвигателя ( $\omega_d$ ) будет изменяться и передаточное отношение  $i$ , что влияет на время пуска и останова.

Выражение для оптимального передаточного числа принимает вид:

$$i_{opt} = \sqrt{\frac{J_M}{J}}. \quad (8)$$

Из этого выражения получаем:

$$J_M = i_{opt}^2 * J.$$

Последнее соотношение позволяет подобрать оптимальное передаточное отношение или связанные с ним моменты инерции двигателя или машины.

Алгоритм программы оптимального выбора мощности электродвигателя, написанной на алгоритмическом языке PASCAL [4] заключается в следующем. Вводятся исходные данные, характеризующие станок (максимальная проектная мощность резания и к.п.д.) и электродвигатель (число полюсов). При этом  $PZ \leq 28$  кВт,  $\eta \leq 1$ ,  $p = 1..4$ .

По формулам (1-5) вычисляется расчетная мощность PR, синхронное число оборотов  $n_0$ , и расчетный крутящий момент MC.

Затем осуществляется сравнение расчетной мощности PR с таблицей стандартного ряда мощностей электродвигателей (табл. 1), содержащихся в массиве констант PH и упорядоченных по возрастанию. Сравнение начинается с начала ряда (с небольших значений – 1,0; 1,7; и т.д.) и как только окажется, что расчетная мощность превышает минимальную стандартную, процесс поиска прекращается и выбирается ближайшее стандартное значение для двигателя - мощность PST.

Время работы программы с учетом ввода данных составляет от одной до двух минут.

### **Выводы**

Выполнение настоящей работы показало, что основным потребителем электроэнергии является промышленное производство. В промышленном производстве при выполнении рабочих операций используется электропривод, имеющий в своем составе хотя бы один электродвигатель. Поэтому экономичность расхода электроэнергии, а следовательно и экономичность электропривода определяется характеристиками электродвигателя.

Для выбора оптимальных характеристик электропривода были рассмотрены электродвигатели разных типов и в качестве объекта исследования выбран асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором, как наиболее распространенный в промышленности. Для этих двигателей были изучены основные электрические характеристики и установлена их связь с внешней нагрузкой, возникающей от усилия резания. Это позволило разработать алгоритм и программу, написанную на языке Паскаль, для оптимального выбора основных характеристик электродвигателя.

Выбор двигателя осуществляется в следующей последовательности. Сначала вводится мощность резания, на которую рассчитывается проектируемый станок, а затем по формулам настоящей работы считается необходимая (проектная) мощность двигателя и его синхронная скорость вращения. По этим данным из стандартного ряда выбирается необходимый двигатель.

Для выбранного двигателя рассчитывается максимальный крутящий момент и определяется отсутствие или наличие перегруза (запас мощности), грозящее неэкономным расходом электроэнергии.

Таким образом, оптимальный выбор мощности электродвигателя закладывает основы экономии электроэнергии еще при проектировании электропривода.

### **Литература**

- 1 Переходные процессы в электрических машинах и аппаратах и вопросы их проектирования. Под ред. Гольденберга О.Д. –М.: Выш. шк., 2001.- 512 с.
- 2 Ключев В.И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 1985.- 560 с.
- 3 Ключев В.И. Выбор электродвигателей для производственных механизмов. – М.: Энергия, 1974. – 96 с.
- 4 Гусева А.И. Учимся программировать: PASCAL 7.0. Задачи и методы их решения. – М.: «Диалог – МИФИ», 1999.-256 с.
- 5 Пасечник И.Д. Элементарная электротехника.-К.: Техніка, 1964. –236 с.
- 6 Капунцов Ю.Д. и др. Электрооборудование и электропривод промышленных установок.-М.: Выш. Школа, 1979. –259 с.

## Оглавление

### РАЗДЕЛ 1 Процессы и инструменты механообработки

<i>Гузенко В.С., Позняк Г.Г.</i> Теоретический анализ частоты колебаний державок резцов	3
<i>Корбут Е.В., Родин Р.П.</i> Заточка "бесперемычных" сверл по плоскостям	9
<i>Миرونенко Е.В., Клочко А.А., Белицкая О.Я.</i> Исследование влияния некоторых конструктивных параметров агрегатно-модульных резцов на прочность и износостойкость	13
<i>Вовк В.В.</i> Геометрия задней поверхности концевых фасонных фрез	18
<i>Казакова Т.В., Запорожец Е.В.</i> Исследование и выбор рациональных конструкций сборных резцов для мелких и средних токарных станков и условий их эксплуатации	26
<i>Ляшук О.Л.</i> Обґрунтування конструктивних параметрів інструментів для виготовлення г-подібних заготовок	32

### РАЗДЕЛ 2 Эксплуатация и упрочнение инструмента

<i>Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов О.Ю., Ткаченко М.А.</i> Принципы міжнародних стандартів ISO 9000:2000 в галузі важкого машинобудування	38
<i>Івченко Т.Г., Нечепасєв В.Г., Гнисько, О.М.</i> Вплив способу подачі охолоджуючого середовища на температуру різання	43
<i>Миرونко Е.В., Колесник В.Ф.</i> Определение периода стойкости агрегатно-модульных резцов при черновой обработке прокатных валков	50
<i>Гах В.М.</i> Выбор поправочных коэффициентов на подачу и скорость резания при обтачивании и подрезании	55
<i>Лебедев В. Г., Чумаченко Т.В.</i> Повышение трещиностойкости напыленных керамических слоев при шлифовании	62
<i>Заблоцкий В.К., Дьяченко Ю.Г.</i> Износостойкие покрытия на поверхности режущего инструмента при насыщении в, Cr и Al	66
<i>Гурей І.В., Гурей Т.А.</i> Термонапружений стан металу в зоні контакту при фрикційному зміцненні	71
<i>Заблоцкий В.К., Лапченко А.В.</i> Покрытия на основе b, Ti И Al для повышения микротвердости инструмента	77

### **РАЗДЕЛ 3 Качество и надежность металлорежущего оборудования**

<i>Ямпольц Н.Г., Ковалёв В.Д., Бабин О.Ф.</i> Исследование крупногабаритных радиальных опор жидкостного трения	82
<i>Струтинський В.Б., Колот О.В.</i> Експериментальне визначення випадкових деформативних параметрів стендового обладнання для випробувань гідравлічних амортизаторів	88
<i>Драган А.П., Дячун А.Є.</i> Обґрунтування конструктивних параметрів формувальних інструментів для гофрованих заготовок	97
<i>Роганов Л.Л., Корчак Е.С., Роганов М.Л.</i> Применение пружин в качестве дроссельно-регулирующих элементов для повышения стабильности кинематических параметров станков	102
<i>Рогов В.А., Соловьев В.В., Гузенко В.С., Белицкая О.Я.</i> Изготовление композиционных прецизионных узлов станков с защитным покрытием	106
<i>Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Гаков С.А.</i> Адаптивное управление параметрами процесса резания при обработке сложнопрофильной поверхности на копировальном станке	111

### **РАЗДЕЛ 4 Технология машиностроения**

<i>Ковалевский С.В., Решетняк А.С.</i> Вероятностная модель формирования погрешности обработки резанием с учетом способа формообразования	122
<i>Яценко В.К., Сахнюк Н.В, Зиличихис С.Д.</i> Технологические особенности изготовления лопаток компрессора методом высокоскоростного фрезерования	126
<i>Колот Л. П., Павленко А. В., Бойко Ю. А.</i> Систематизация погрешностей при обработке нежестких деталей	132
<i>Маковецкий В.В. Маковецкий А.В.</i> Минимизация припусков при получении изделий пространственной формы	136
<i>Гевко Іг.Б.</i> Технологія виготовлення стопорних кілець з горизонтальними полочками механізмів осевого стопоріння	140
<i>Ковалевская Е.С.</i> Методика прогнозирования и обеспечения точности обработки с учетом оптимальной траектории движения инструмента	146
<i>Порохня С.В.</i> Исследование поверхностного слоя стальных отливок, полученных при литье по газифицируемым моделям	150
<i>Маковецкий А.В.</i> Получение многополостных изделий ротационной формовкой на станках токарной группы	154

## **РАЗДЕЛ 5 Моделирование и оптимизация элементов технологической систем**

- Мироненко Е.В., Васильева Л.В.* К определению весомости критериев при оптимизации выбора режущего инструмента и режимов резания 159
- Мельник М.С.* Математическая модель взаимодействия дифференциального фотоприемника с лучем лазера в адаптивной системе управления 166
- Мельникова Е.П.* Математическая модель неизотермического течения смазочно-охлаждающей технологической среды в системе «ИНСТРУМЕНТ-ДЕТАЛЬ» 175
- Абрамська І.Б., Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Шищенко Л.О.* Пристрій оптимізації процесу правки шліфувального круга на металевій зв'язці 183
- Рибак Л.П.* Дослідження рецепторних та ефекторних характеристик макромоделі нейрона з пороговою функцією активації методом математичного моделювання 187
- Криворучко Д.В., Зинченко Р.Н., Залого В.А.* Методика регистрации и обработки сигнала акустического излучения процесса токарной обработки 197
- А. П. Макаревич, М. А. Фесенко, А. Н. Фесенко* Перспективы повышения ресурса механизмов и машин за счет использования современных материалов 205
- Кравченко В.И., Квашинин В.О., Кравченко В.В.* Оптимизация мощности электрпривода на стадии проектирования металлорежущего оборудования 213



