

## РАЗДЕЛ 1

### Процессы и инструменты механообработки

УДК 621.951.45

**Равская Н.С. Бесарабев Ю.И.**  
НТУУ "КПИ" г. Киев, Украина

#### **ЗАГРУЗКА РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ СВЕРЛА С ПРЕРЫВИСТЫМИ РЕЖУЩИМИ КРОМКАМИ**

*In the paper are considered the problems of loading of a cutting part of the drill with intermittent cutting edges. Is conducted the analysis of the influence structural elements of the drill to the loading of intermittent cutting edges.*

#### **Введение**

Стандартные спиральные сверла имеют неблагоприятный характер изменения загрузки режущей части. На периферии сверла скорость резания и толщина среза имеют наибольшие величины. В результате периферия сверла изнашивается наиболее интенсивно и определяет стойкость инструмента.

С целью улучшения загрузки режущей части предложены спиральные сверла с прерывистыми режущими кромками [1]. Однако задача определения загрузки режущей части и оценки влияния конструктивных элементов спиральных сверла с прерывистыми режущими кромками на загрузку не решена. Поэтому в данной статье решается задача загрузки режущей части сверла с прерывистыми режущими кромками, режущая часть которого состоит из основных кромок, соответствующих стандартному сверлу и дополнительных.

Учитывая, что основные режущие кромки рассматриваемого сверла соответствуют стандартному сверлу, то их загрузка режущей части такого сверла, в полной мере изучена и изложена в ряде работ [2, 3]. поэтому в работе рассмотрена задача определения загрузки только дополнительных режущих кромок.

#### **Загрузка дополнительных режущих кромок**

Загрузка исследуемой точки режущей кромки инструмента при обработке заданного материала определяется в основном скоростью резания  $\bar{V}$  и толщиной среза "а". Однако необходимо также учитывать значительное взаимное влияние различных зон режущей кромки на интенсивности их износа. Так, например, при рассверливании серого чугуна стандартным спиральным сверлом с припуском 2 мм. стойкость инструмента была равна 29,5 мин., а с припуском 9,25 мм. стойкость снизилась до 10,4 мин. Причем, работоспособность сверла во всех случаях лимитировалась износом

периферийной зоны.

Для того чтобы уменьшить взаимное влияние различных участков режущей кромки друг на друга применяют различные способы прерывания режущих кромок путём создания на режущей части стружкоразделительных каналов. С этой точки зрения, целесообразной конструкцией являются предложенные спиральные сверла с прерывистыми режущими кромками [1].

У спирального сверла скорость резания  $V$  в статической системе координат в различных точках режущей кромки пропорциональна радиусу и изменяется от нуля на оси сверла до максимального значения на периферии сверла. В общем случае толщина среза "а" для стандартного спирального сверла определяется по зависимости [2]:

$$a = \frac{S}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\cos \mu}\right)^2}}$$

где:  $\varphi$ - угол при вершине сверла;

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

$r$  – радиус сердцевинки сверла;

$R_x$  – радиус исследуемой точки режущей кромки.

Для стандартного спирального сверла, имеющего диаметр сердцевинки  $2r = 0,15 \varnothing$  сверла, угол при вершине  $\varphi = 60^\circ$ , угол наклона поперечной кромки  $\psi = 55^\circ$  схема загрузки режущей кромки изображена на рис.1.

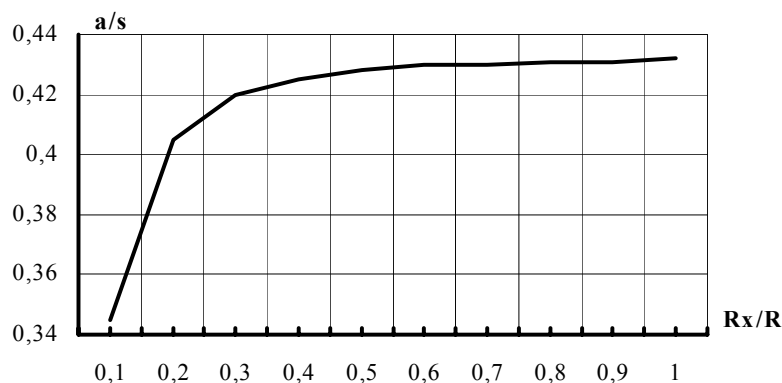


Рисунок 1 – Загрузка режущей кромки стандартного сверла

Толщина среза "а" изменяется от 0,43s на периферии до 0,35s в точке пересечения режущей кромки с поперечной.

У спирального сверла с прерывистыми режущими кромками скорость резания  $\bar{V}$  соответствует скорости резания стандартного сверла.

На периферийной режущей кромке рассматриваемого сверла толщина среза "а" при угле  $\mu \neq 0$  рассчитывается по зависимостям:

- определяется условный радиус  $r_x$  сердцевинки

$$r_x = R \cdot \sin \mu_1$$

где  $R$  – радиус сверла

$\mu_1$  – угол на периферии сверла, измеряется в проекции на плоскость перпендикулярную оси сверла, между проекции периферийной режущей кромки радиусом, соединяющим ось сверла с исследуемой точкой режущей кромки (рис 2).

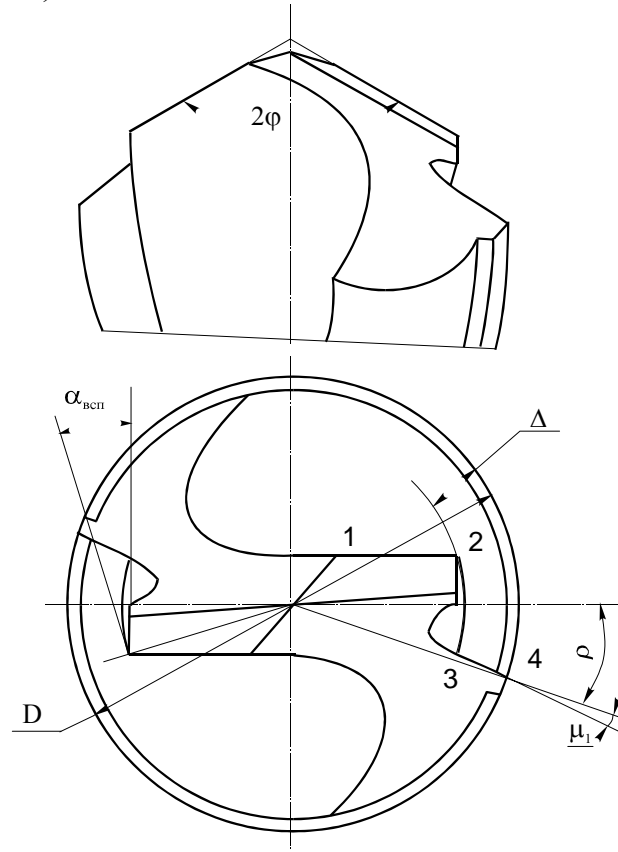


Рисунок 2 – Сверло с прерывистыми режущими кромками

- рассчитывается величина угла  $\mu_x$  на выбранном радиусе  $R_x$ , периферийной режущей кромки в ее исследуемой точке

$$\sin \mu_x = \frac{r_x}{R_x} = \frac{R}{R_x} \cdot \sin \mu_1$$

- определяется угол  $\phi_2$  для случая, когда периферийная режущая кромка лежит на плоскости зуба сверла. Угол  $\phi_2$  – угол при вершине на периферийной режущей кромке.

$$\operatorname{tg} \phi_2 = \frac{\operatorname{tg} \phi \cdot \cos \theta_{II}}{\cos(\mu_1 + \rho - \theta_{II})}$$

где  $\theta_{II}$  – инструментальный задний угол в сечении перпендикулярном оси сверла.

- рассчитывается толщина среза "a" на периферийной режущей кромке в исследуемой ее точке расположенной на радиусе  $R_x$ .

$$a = \frac{S}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \left( \frac{\operatorname{ctg} \phi_2}{\cos \mu_x} \right)^2}}$$

### ***Влияние конструктивных элементов сверла на загрузку дополнительных режущих кромок***

Результаты расчетов толщины среза "а" в точке периферийной режущей кромки, расположенной на радиусе R, при различных значениях углов  $\theta_{II}$  и  $\mu_1$ , приведены в таблице.

Таблица 1 – Результаты расчетов толщины среза в точке периферийной режущей кромки, при различных значениях углов  $\theta_{II}$  и  $\mu_1$

$\varphi^\circ$	$\theta_{II}^\circ$	$\mu_1$	$\varphi_2^\circ$	а мм.
60	10	0	61,1	0,438S
		10	60	0,432S
		20	59,6	0,425S
60	20	0	62	0,438S
		10	60	0,432S
		20	58,8	0,421S

Анализ показывает, что на толщину среза "а" незначительное влияние оказывает инструментальный задний угол  $\theta_{II}$ . При увеличении на угол  $\mu_1$  соответственно уменьшается толщина среза "а" на периферии сверла, что способствует снижению интенсивности износа этой зоны и повышенной стойкости инструмента. Однако величина угла  $\mu_1$  необходимо учитывать Условия схода стружки. При обработке материалов, когда образуется стружка, увеличение угла  $\mu_1$  вызывает ухудшение условий схода и соответственно снижение работоспособности инструмента. Увеличенные величины  $\mu_1$  можно принимать, с целью снижения толщины среза "а" при сверлении материалов типа серых чугунов, когда образуется стружка надлома.

Снижение толщины среза "а" можно достигнуть также за счет уменьшения угла при вершине  $\varphi_2$  периферийной режущей кромки путем выбора соответствующих значений углов  $\mu_1$  и  $\rho$ .

### ***Выводы***

Проанализирована загрузка режущей части стандартных спиральных сверл и сверл с прерывистыми режущими кромками.

Показано, что за счет изменения конструктивных параметров, можно влиять на величины толщин среза "а" на периферийных участках режущих кромок сверл с прерывистыми режущими кромками.

Уменьшить толщину среза "а" на периферийной режущей кромке сверла с прерывистыми кромками можно путем увеличения условного радиуса сердцевины сверла, уменьшение угла  $\varphi_2$  при вершине периферийной кромки за счет ее расположения на затылочной задней плоскости сверла.

### ***Литература***

П.Р. Родин. Геометрия режущей части спирального сверла, К. Техника, 1971,136с.

УДК621.9.621

Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Саункин В.Т.  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

*In given article new designs of modular detachable cutters for heavy machine tools are considered. Questions of definition of rational design data of cutters are considered.*

### **Введение**

Повышение производительности механической обработки на тяжелых токарных станках определяется в значительной мере параметрами используемого инструмента. К таковым параметрам в первую очередь относятся прочность режущей части, жесткость сборной конструкции, а также показатели надежности, определяющие возможность замены или восстановления инструмента [1]. На тяжелых станках для наружного продольного точения используются большое разнообразие конструкций сборных резцов, обладающих своими достоинствами и недостатками.

В настоящее время проведены обширные исследования прочности токарного инструмента для тяжелых станков [1, 2], однако некоторые новые конструкции сборных резцов рассмотрены недостаточно, при их анализе не рассматривались силы контактного взаимодействия между элементами сборной конструкции, а также зазоры и силы трения. Благодаря современным средствам анализа и расчета сборных конструкций на основе метода конечных элементов типа Cosmos Works, Ansys стал возможным полноценный анализ с учетом вышеперечисленных факторов.

### **Основная часть**

В качестве примера на рисунке 1 представлено распределение эквивалентных напряжений в сборном проходном резце для тяжелых станков. Как видно из представленного рисунка области концентрации эквивалентных напряжений располагаются не только на режущей пластине, но и на опорной пластине и корпусе инструмента.

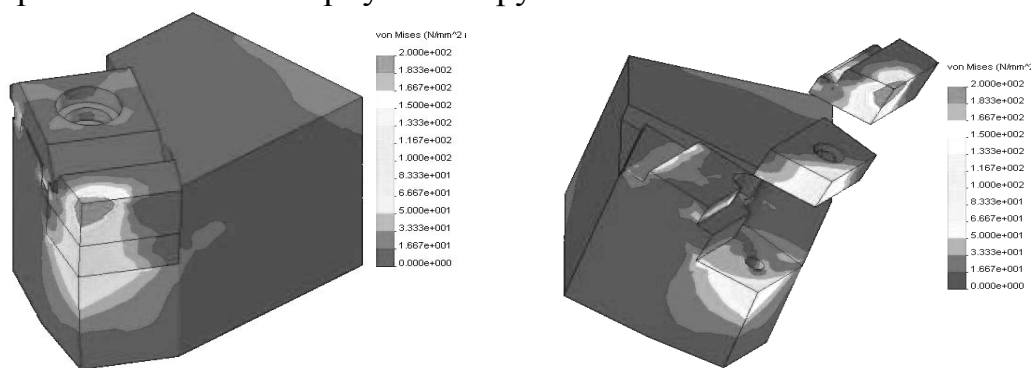


Рисунок 1 – Распределение эквивалентных напряжений в сборной конструкции проходного резца для тяжелых станков

При анализе и определении рациональных конструктивных параметров рассматривалась конструкция сборного проходного резца, представленная на рисунке 2. Недостатком данной конструкции является большие удельные нагрузки, возникающие при эксплуатации инструмента на упорной поверхности прихвата, что зачастую приводит к его разрушению. Кроме того, расположение упорной поверхности существенно ниже линии действия составляющей силы резания  $P_y$  (рисунок 2а), создает дополнительный крутящий момент, действующий на режущую пластину и, соответственно, на элементы механического крепления. Для уменьшения величины крутящего момента, а соответственно и деформации корпуса инструмента необходимо максимально приблизить упорную поверхность прихвата к линии действия составляющей силы резания  $P_y$ . Из возможных конструктивных исполнений сборной конструкции при ее анализе были рассмотрены две схемы базирования режущей пластины в корпусе инструмента: базовый вариант, представленный на рисунке 3а и новый, представленный на рисунке 2б.

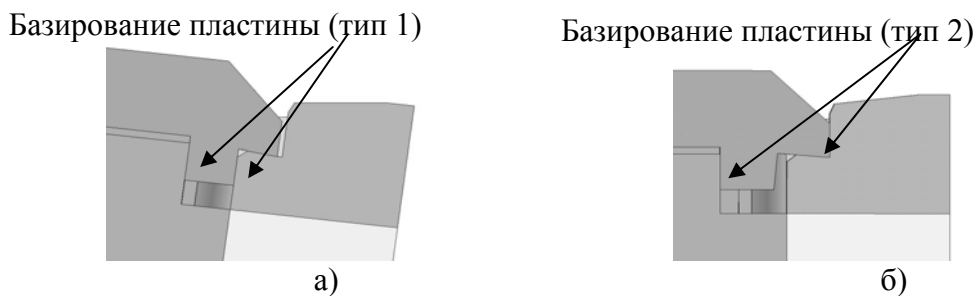


Рисунок 2 – Варианты базирования режущей пластины сборного резца:  
а – базовый вариант базирования; б – новый вариант.

Для анализа рассматриваемых конструктивных вариантов производился расчет деформаций и напряжений (нормальных и эквивалентных) в сборной конструкции инструмента. Для определения сил резания использовался банк данных, содержащий режимы резания при обработке на тяжелых станках в условиях ОАО НКМЗ и ряде других предприятий тяжелого машиностроения. Расчет производился для наиболее характерных режимов для данного инструмента:  $t = 15\text{мм}$ ,  $s = 1,10\text{мм/об}$ ,  $v = 53\text{м/мин}$ . Несмотря на наличие областей концентрации напряжений в элементах конструкции, максимальные значения нормальных растягивающих и эквивалентных напряжений располагаются на передней поверхности режущей пластины. Результаты расчета напряжений приведены в таблице 1 (области действия максимальных напряжений изображены на рисунках черным цветом).

Как видно из представленных распределений при изменении схемы базирования режущей пластины происходит изменение максимальных значений нормальных растягивающих и эквивалентных напряжений. Кро-

ме того, при изменении схемы базирования происходит уменьшение зоны действия растягивающих нормальных напряжений на передней поверхности режущей пластины, а также, рассматривая в целом, и некоторое уменьшение зоны действия максимальных значений эквивалентных напряжений.

Таблица 1 – Результаты расчета напряжений в рассматриваемых конструкциях резцов

№	Вариант	Распределение нормальных растягивающих напряжений $\sigma_z$ МПа	Распределение эквивалентных напряжений $\sigma$ , Мизеса, МПа
1	ТИП I, $\sigma_z \max = 154$ МПа $\sigma_{\text{э}} \max = 1876$ МПа		
	ТИП II, $\sigma_z \max = 147$ МПа $\sigma_{\text{э}} \max = 1607$ МПа		

Таким образом, конструктивное исполнение сборной конструкции с расположением упорной поверхности прихвата максимально близко к линии действия составляющей силы резания  $P_y$ , является наиболее целесообразным и ведет к снижению возникающих напряжений в режущей пластине и корпусе инструмента.

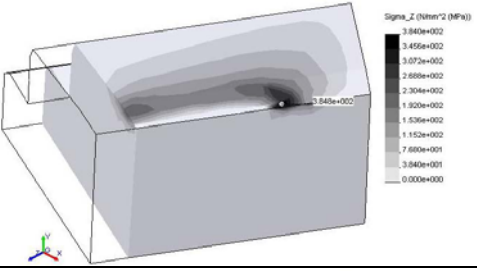
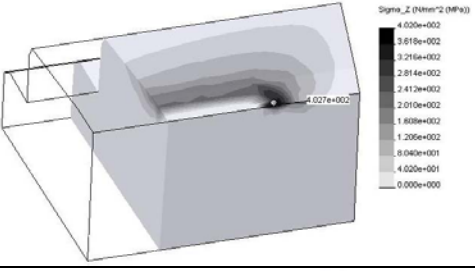
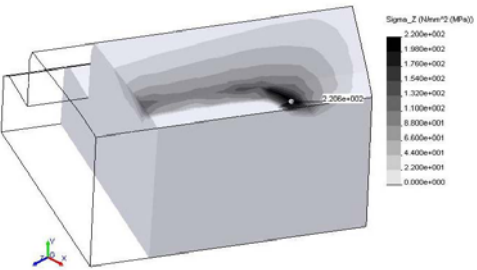
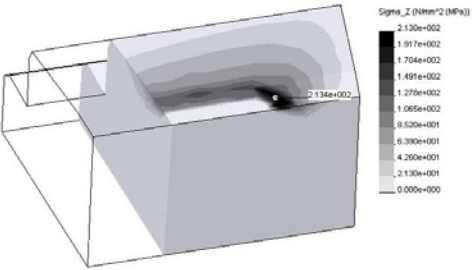
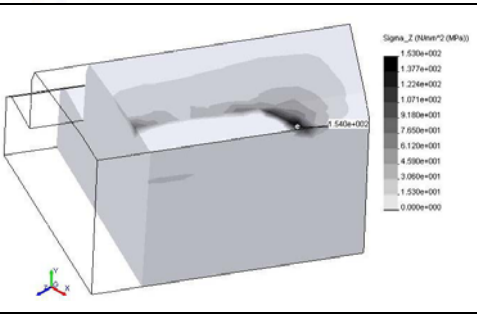
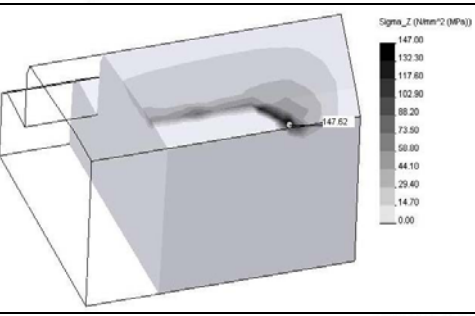

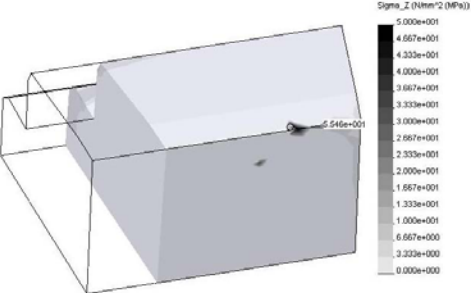
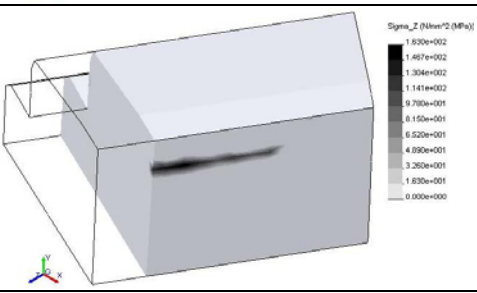
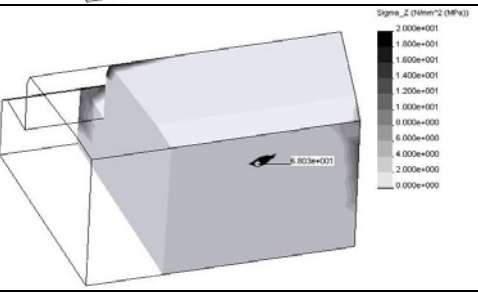
Существенным фактором, оказывающем влияние на прочность сборной конструкции, являются условия нагружения режущей части резца, которые при прерывистом резании могут значительно изменяться при врезании инструмента и его выходе.

В отличие от установившегося процесса резания, где соотношение между составляющими силы резания принято считать постоянным, при врезании эти соотношения меняются, что приводит к изменению направления в пространстве силы резания. Важным является также вопрос влияния соотношения составляющих силы резания и, соответственно, направления действия самой силы резания на возникающие в сборной конструкции резца деформации и напряжения. Расчеты производились для конструкции, представленной на рисунке 1. Параметры режима резания для расчета значений составляющих сил резания выбирались, как и в первом случае. В качестве параметра, изменяющего направление действие силы резания в пространстве (угла  $\Theta$ ) использовалось отношение составляющих силы резания  $P_y/P_z$ . При моделировании эти соотношения принимались таким образом, чтобы угол  $\Theta$  принимал следующие значения  $\Theta = 0^\circ; 10^\circ;$

20°; 40°; 60°).

Результаты расчетов нормальных и эквивалентных напряжений в режущей пластине сборного резца представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты расчета напряжений в режущей пластине сборного проходного резца при различных условиях нагружения

№	Условия нагружения	Тип резца I Распределение нормальных растягивающих напряжений $\sigma_z$ МПа	Тип резца II Распределение нормальных растягивающих напряжений $\sigma_z$ МПа
1	$\Theta = 0^\circ$ $P_z = 12810\text{H}$ $P_y = 0\text{H}$ $P_x = 5934\text{H}$		
2	$\Theta = 10^\circ$ $P_z = 12620\text{H}$ $P_y = 2225\text{H}$ $P_x = 5934\text{H}$		
3	Установившийся режим $\Theta = 20^\circ$ $P_z = 11980\text{H}$ $P_y = 4544\text{H}$ $P_x = 5934\text{H}$		
4	$\Theta = 40^\circ$ $P_z = 9815\text{H}$ $P_y = 8236\text{H}$ $P_x = 5934\text{H}$		
5	$\Theta = 60^\circ$ $P_z = 6406\text{H}$ $P_y = 11100\text{H}$ $P_x = 5934\text{H}$		



Изменение соотношений между значениями составляющих силы резания  $P_y$  и  $P_z$ , приводит к изменению характера распределения нормальных растягивающих напряжений на передней поверхности режущей пластины. Так максимальные значения растягивающих напряжений на передней поверхности режущей пластины наблюдается при значении  $\Theta=0^\circ$ . Так же при данном значении  $\Theta$  наблюдается максимальная область действия на передней поверхности пластины и эквивалентных напряжений, подобная картина наблюдается и по главной задней поверхности. По мере увеличения угла  $\Theta$ , а соответственно и составляющей силы резания  $P_y$ , происходит снижение величины нормальных растягивающих напряжений на передней и главной задней поверхностях пластины, а также сужение области их действия. Это объясняется перераспределением растягивающих и сжимающих напряжений по мере увеличения  $P_y$ . Так же установлено что, при отношении  $P_y/P_z \approx 1$  нормальные растягивающие напряжения на передней и задней поверхностях режущей пластины имеют минимальное значение.

График зависимости максимальных значений нормальных растягивающих и эквивалентных напряжений в зависимости от параметра  $\Theta$  представлен на рисунке 3.

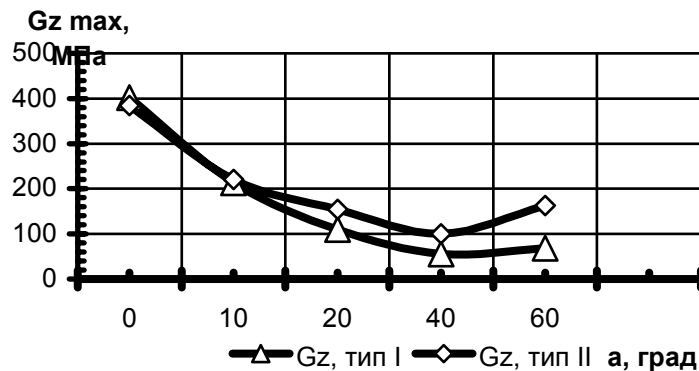


Рисунок 3 – Изменение значений максимальных эквивалентных и нормальных растягивающих напряжений на передней поверхности пластины в зависимости от угла  $\Theta$ .

### Выводы

Конструктивное расположение упорной поверхности прихвата максимально близко к линии действия составляющей силы резания  $P_y$ , существенно снижает возникающих напряжений в режущей пластине инструмента при черновой прерывистой обработке на тяжелых станках.

### Литература

1. Сборный твердосплавный инструмент./ Хае Г.Л., Гах В.М., Гузенко В.С. и др.- М.: Машиностроение, 1989.- 256 с.
2. Теория проектирования инструмента и ее информационное обозначение: маркетинг, квалиметрия, надежность, оптимизация //Хае Г.Л., Гузенко В.С., Хае Л.Г. и др. – Краматорск: ДГМА, 1994. – 370с.

УДК621.9.621

**Мельничук П.П., Крижанівський В.Б.**  
ЖДТУ, Житомир, Україна

## **АНАЛІТИЧНА ОЦІНКА СИЛ РІЗАННЯ НА ОСНОВІ СУЧАСНОЇ МЕХАНІКИ ПЛАСТИЧНОГО РУЙНУВАННЯ ПРИ ТОРЦЕВОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ**

*This paper presents an analytical approach to describe the cutting forces in face milling. The subject deals with the analysis of the cutting mechanics employing the shear-zone model with parallel boundaries. Modelling metal cutting uses modern ductile fracture mechanics. In particular, significant surface work is involved in consideration.*

### **Вступ**

Обробка плоских поверхонь великої протяжності з високою якістю завжди являє собою важливу та складну проблему. Одним з важливих кроків в цьому напрямку впродовж останніх років є використання торцевого фрезерування фрезами, оснащеними надтвердими матеріалами. Такий підхід дозволив частково витіснити звичне шліфування з його недоліками [1].

Підприємства використовують різноманітні конструкції торцевих фрез, для яких визначені раціональні режими їх використання. В масовому виробництві навіть невелике підвищення продуктивності інструменту дає значні практичні та економічні результати. Але щоб оптимізувати параметри інструменту на етапі проектування необхідний адекватний опис системи сил різання, геометрії інструменту, режимів різання, кінематики процесу тощо.

Існуючі підходи до визначення сил різання можна умовно розділити на два великі класи:

а) перший, який містить підходи, що базуються на основних залежностях механіки різання та експериментальних даних для конкретних умов різання;

б) другий, який полягає в аналітичному описі системи діючих сил.

Виходячи з системної точки зору жоден з цих підходів не варто ігнорувати на користь іншого. Фактично практика ставить задачі, теорія їх подає у вигляді знакових моделей, потім практика перевіряє їх на адекватність і цикл покращення моделі починається знову.

В даній роботі пропонується аналітичний підхід до визначення сил різання під час торцевого фрезерування, який базується на відомій моделі зони зсуву з паралельними границями [2].

При обрахунку роботи сил різання використовується припущення, що робота для утворення нових поверхонь при різанні є досить значною. Ця

точка зору розвинута в роботі [3]. Включення питомої поверхневої роботи в рамки аналізу за Ернстом-Мерчантом одразу дає пояснення багатьом експериментальним фактам, які на основі лише пластичності та тертя не мали задовільного пояснення. Зокрема кут площини зсуву стає залежним від властивостей матеріалу. Значення цієї поверхневої роботи можна отримати з графіків сили різання за існуючою методикою.

Такий підхід має очевидні переваги при створенні системної комп'ютерної моделі процесу утворення поверхневого шару деталі, яка обробляється.

У подальшому результати розрахунків передбачається порівняти з опублікованими експериментальними даними та з розрахунками за іншими методиками [4].

### *Елементи механіки різання*

На рис. 1(б) наведено відому плоску модель різання з паралельними границями. Вона була розвинута ще в роботі [5] та експериментально підтверджена в роботі [6].

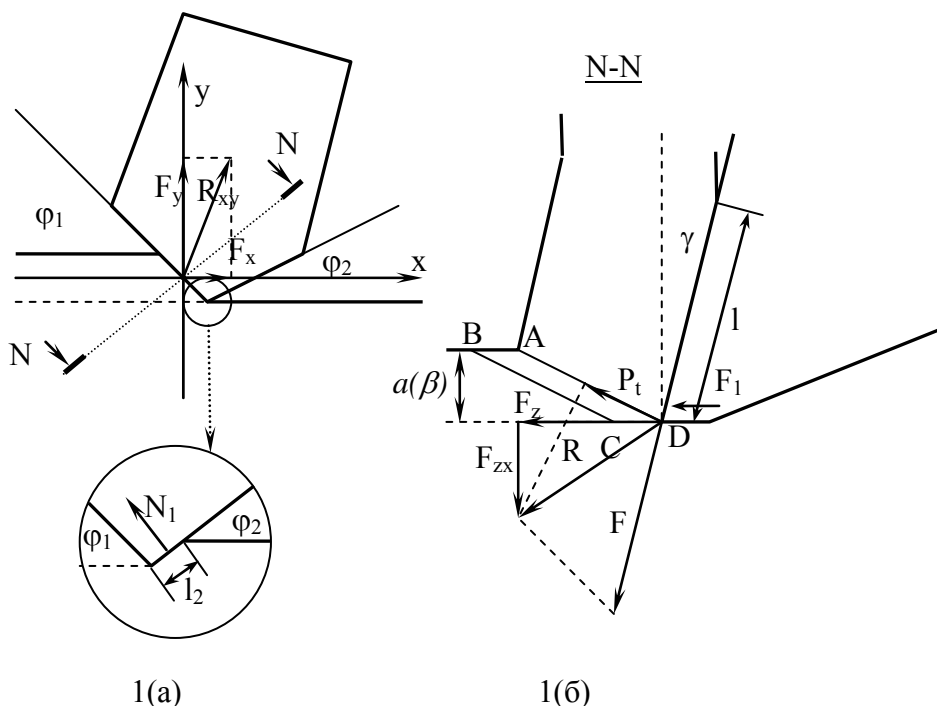


Рис 1. (а) – ніж фрези та інструментальна система координат, (б) – плоска модель ортогонального різання з паралельними границями.

Подальший розвиток цієї моделі в роботі [2] дозволив отримати наступний вираз компонент сили різання в інструментальній системі координат:

$$\begin{aligned}F_y &= R_{xy} \cos \varphi_1 + N_1 \cos \varphi_2, \\F_x &= R_{xy} \sin \varphi_1 + N_1 \sin \varphi_2, \\F_z &= R_z + F_1.\end{aligned}$$

Тобто компоненти сили різання в інструментальній системі координат виражені через сили, що діють на передній поверхні та фасках ножа фрези. Тут  $R_z$  та  $R_{xy}$  суми проєкцій сил, які діють на передню поверхню в напрямі осі  $z$  та в площині  $xy$  відповідно.  $F_1$  – сила тертя, що діє на фасці.

Компонента  $R_z$  визначається через силу  $P_t$  та  $F$  наступним чином:

$$\begin{aligned}R_z &= F \sin \gamma + N \cos \gamma = \\&= F \sin \gamma + (F \tan(\varphi - \gamma) + \frac{P_t}{\cos(\varphi - \gamma)}) \cos \gamma = \\&= F \frac{\sin \varphi}{\cos(\varphi - \gamma)} + P_t \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)}.\end{aligned}$$

Аналогічно отримаємо,

$$R_{xy} = F \frac{\sin \varphi}{\cos(\varphi - \gamma)} - P_t \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)}.$$

Сили різання на фасках визначають за підходом, який запропонований Зоревим Н.Н.:

$$\begin{aligned}N_1 &= \frac{HB}{3} \frac{a(\beta)}{\sin \varphi_2} l_2, \\F_1 &= 0.2HB \left( \frac{a(\beta)}{\sin \varphi_1} + s \right).\end{aligned}$$

В цих формулах  $HB$  твердість матеріалу деталі за Брінелем,  $s$  – подача,  $a(\beta)$  – товщина шару, що зрізається, який залежить від кута повороту фрези  $\beta$ .

Особливо важливий в даних формулах розрахунок значення  $P_t$ . Фактично він визначається моделлю процесу, який протікає в зоні різання. Тут доцільно використати фізично добре обґрунтований підхід, запропонований в [3]. В цьому дослідженні використаний важливий фізичний принцип мінімальної роботи. Ідея використати цей принцип для процесів в зоні різання відома вже давно. На жаль попередні спроби давали в результаті розрахунки, які не завжди підтверджувались на практиці, в зв'язку з чим інтерес до використання цього принципу поступово зменшився. Причиною невдалих спроб автор роботи [3] вважає нехтування потужністю, яка потрібна для утворення нових поверхонь під

час різання. Введення ще одного доданку в баланс потужностей приводить до наступного виразу:

$$F_c v = \tau_y \varepsilon t w v + F_c \sec(\beta - \gamma) \sin \beta \frac{v \sin \varphi}{\cos(\varphi - \gamma)} + Q w v,$$

де  $F_c$  – зовнішня сила, з якою діє ріжучий інструмент,  
 $v$  – швидкість різання,  
 $\varepsilon$  – деформація зсуву,  
 $\tau_y$  – границя міцності на зсув,  
 $t$  – товщина шару, який зрізається,  
 $w$  – ширина шару, який зрізається,  
 $\beta$  – кут тертя, який визначається із співвідношення  $\tan \beta = \mu$ , де  $\mu$  – коефіцієнт тертя,  
 $\gamma$  – передній кут інструменту,  
 $\varphi$  – кут нахилу площини зсуву,

$Q$  – питома робота формування нових поверхонь.

Зліва в формулі записана загальна потужність, яка витрачається на процес різання, а справа – сума трьох складових. Перша – робота пластичної деформації вздовж площини зсуву, друга – робота сили тертя і третя – робота на формування нових поверхонь під час різання. Розглядаючи  $F_c$  як функцію від  $\varphi$ , визначимо значення  $\varphi$ , яке мінімізує  $F_c$ . Після відповідних математичних перетворень отримаємо наступне рівняння, якому повинно задовольняти  $\varphi$ :

$$\left[ 1 - \frac{\sin \beta \sin \varphi}{\cos(\beta - \gamma) \cos(\varphi - \gamma)} \right] \left[ \frac{1}{\cos^2(\varphi - \gamma)} - \frac{1}{\sin^2 \varphi} \right] =$$

$$= -[\cot \varphi + \tan(\varphi - \gamma) + Z] \left[ \frac{\sin \beta}{\cos(\beta - \gamma)} \left\{ \frac{\cos \varphi}{\cos(\varphi - \gamma)} + \frac{\sin \varphi \sin(\varphi - \gamma)}{\cos^2(\varphi - \gamma)} \right\} \right]. \quad (1)$$

В цій формулі параметр  $Z = \frac{Q}{\tau_y t}$  демонструє залежність кута площини

зсуву від фізико – механічних властивостей оброблюваного матеріалу. Взагалі рівняння (1) з точки зору дослідження процесу різання є досить зручним. В роботі [3] за рахунок чисельного розв'язку рівняння отримано в графічному вигляді ряд залежностей між різними параметрами процесу різання. Зокрема за графіками можна визначити питому роботу формування нових поверхонь.

Також після ряду перетворень отримаємо формулу для сили  $P_t$ , яка діє вздовж верхньої границі зони зсуву:

$$P_t = \frac{1}{Q} [\cos \varphi - \tan(\beta - \gamma) \sin \varphi] [\tau_y \varepsilon \sin \varphi A_s + R_w] =$$

$$= \left[ \frac{\cos[(\varphi - \gamma) + \beta] \cos \gamma}{\cos(\beta - \gamma) \cos(\varphi - \gamma) - \sin \beta \sin \gamma} \right] \tau_y A_s +$$

$$+ \left[ \frac{\cos[(\varphi - \gamma) + \beta] \cos(\varphi - \gamma)}{\cos(\beta - \gamma) \cos(\varphi - \gamma) - \sin \beta \sin \gamma} \right] Q_w,$$

де  $A_s$  – площа зсуву.

Використання в моделі процесу різання значної поверхневої роботи має ще один важливий наслідок, який буде використаний в подальших дослідженнях. Річ у тім, що побудовану модель передбачається використати для моделювання явищ, які відбуваються у поверхневому шарі матеріалу, який обробляється. В більшості інженерних розрахунків на сьогоднішній день найчастіше використовується метод скінченних елементів. Але при побудові балансових співвідношень в цьому методі необхідні адекватні фізичні принципи (на зразок варіаційного принципу мінімальної енергії). Вищезгадана робота формування нових поверхонь може бути використана і в цьому випадку.

Важливо відзначити ще одну особливість побудованої моделі: відображення реальних взаємозв'язків між явищами під час різання приводить до того, що математична модель, як і реальна система різання намагається зберегти стан стійкої рівноваги [7]. Що можна розглядати, як необхідну умову правильності побудованої моделі.

## Література

- 1 Грабченко А.І., Везуб М.В., Внуков Ю.М., Мельничук П.П., Виговський Г.М. Робочі процеси високих технологій у машинобудуванні / За ред. Грабченка А.І. – Житомир: ЖДТУ, 2003. – 451 с.
- 2 V.P.Astachov, M.O.M.Osman An analytical evaluation of the cutting forces in self-piloting drilling using the model of shear zone with parallel boundaries // Int. J. Mach Tools Manufact. Vol. 36, No. 11, pp. 1187 – 1200, 1996.
- 3 G.Atkins Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantative explanations for some longstanding problems // International Journal of Mechanics Sciences 45 (2003) pp. 373-396.
- 4 Г.М. Виговський, О.А. Громовий, П.П. Мельничук Розрахунок сил різання при обробці деталей ступінчастими торцевими фрезами // Вісник ЖІТІ, 1999. - №11 / Технічні науки . – С. 58-66.
- 5 P.L.B. Oxley Mechanics of Machining: An analytical Approach to Assessing Machinability. Wiley, New York (1985).
- 6 С. Spaans A treatise of the streamlines and the stress, strain and strain rates distributions, and on stability in the primary shear zone in metal cutting, Trans. ASME. J. Engng Ind. 93, 690 (1989).
- 7 Мазур М.П. Термомеханічна теорія розрахунку параметрів контактної зони при різанні пластичних матеріалів // Проблеми сучасного машинобудування / Зб. наук. праць. – Хмельницький: ТУП, 1996. С.8-12.

УДК 621.9

**Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Ткаченко Н.А., Аксенова Е.И.**  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА ЭКСПЛУАТАЦИИ СВЕРЛ ДЛЯ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ НА КиДАЗ "АВИАНТ"**

*Quality of Deep-Hole-Boring are research on the plant on the base statistic data.  
Qualitymetric rate of quality is developed.*

### ***Введение***

Значительное место в обработке металлов резанием занимает операция сверления. Статистические исследования показали, что в общем объеме производства режущего инструмента 30% занимают сверла, а более 50% сверлильных операций являются окончательными.

На заводах тяжелого и авиационного машиностроения в настоящее время для сверления отверстий диаметром до 40 мм, и отношением длины к диаметру  $L/d > 50$  с наружным отводом стружки широко применяются ружейные сверла. Необходимость применения сверления ружейными сверлами обуславливается преимуществами этого способа по сравнению со сверлением спиральными сверлами. Данный способ позволяет снизить шероховатость поверхности до  $R_a=0,8-3,2$  мкм; повысить точность поверхности до 0,03-0,04 мкм; уменьшить увод оси обрабатываемого отверстия до 2-3 мкм; повысить производительность обработки в 2-6 раза.

При глубоком сверлении одна из проблем – это удаление стружки из зоны резания, так как она забивает винтовые канавки, увеличивает силы трения между инструментом и стенками отверстия. При этом затрудняется подача смазывающе-охлаждающих технологических сред (СОТС) в зону резания, что иногда приводит к необходимости подавать их под давлением 9-10 МПа и использовать сложные и громоздкие устройства. При диаметре отверстия менее 12 мм и  $L/d > 10$  инструмент имеет недостаточную жесткость, требуется применение специальных патронов кондукторных устройств.

Существует ряд работ, посвященных исследованиям отдельных вопросов, связанных с точностью глубоких отверстий [1], влияния геометрии режущего инструмента на точность глубоких отверстий, качества поверхности и точности при сверлении различных материалов [3, 5].

Однако комплексные исследования процесса эксплуатации этих сверл нуждаются в дальнейшем развитии.

### ***Основная часть***

Эксплуатация инструмента зависит от множества факторов, характеризующих различные стороны потребления режущего инструмента. И от качества этого процесса зависит эффективность использования инструмента в народном хозяйстве.

**Цель работы.** Повышение эффективности использования сверл для глубокого сверления за счет повышения качества их эксплуатации.

Процесс эксплуатации режущего инструмента можно рассматривать как объект с точки зрения его качества. А уровень эксплуатации режущего инструмента – как количественную характеристику качества процесса эксплуатации, его оценку.

Под количественной оценкой в квалиметрии понимается некоторая функция отношения показателя качества рассматриваемого объекта к показателю, принятому за эталон. Оценка, таким образом, это относительная безразмерная величина.

Качество эксплуатации режущего инструмента – совокупность свойств процесса эксплуатации, характеризующая его пригодность удовлетворять определенные потребности в соответствии с требованиями производства.

Для оценки качества эксплуатации ружейных сверл составлялась структурная схема наиболее важных свойств, характеризующих процесс их эксплуатации. Качество эксплуатации как комплексное свойство эксплуатации рассматривается на самом высоком нулевом уровне структурной схемы, а составляющие его – ниже, обобщенные свойства на более высоком уровне структуры. В свою очередь каждое свойство высокого уровня состоит из некоторого числа менее общих свойств, лежащих на еще более низком уровне рассмотрения и т. д. (рис. 1)

Качество эксплуатации режущего инструмента на 1-ом уровне рассмотрения определяется 3-мя группами свойств: техническими свойствами, связанными с обработкой, которые проявляются непосредственно в процессе обработки деталей резанием, а также свойствами обслуживания, организационными свойствами и свойствами назначения, которые являются критериями оптимизации.

К техническим свойствам на 2-м уровне рассмотрения отнесены свойства, которые характеризуются соответствием заготовок, оборудования, инструмента, СОТС, режимов резания и норм износа требованиям.

Свойства обслуживания на втором уровне рассмотрения определяются качеством восстановления (заточки и ремонта) и другими свойствами обслуживания (обеспеченностью режущим инструментом, качеством транспортирования и хранения).



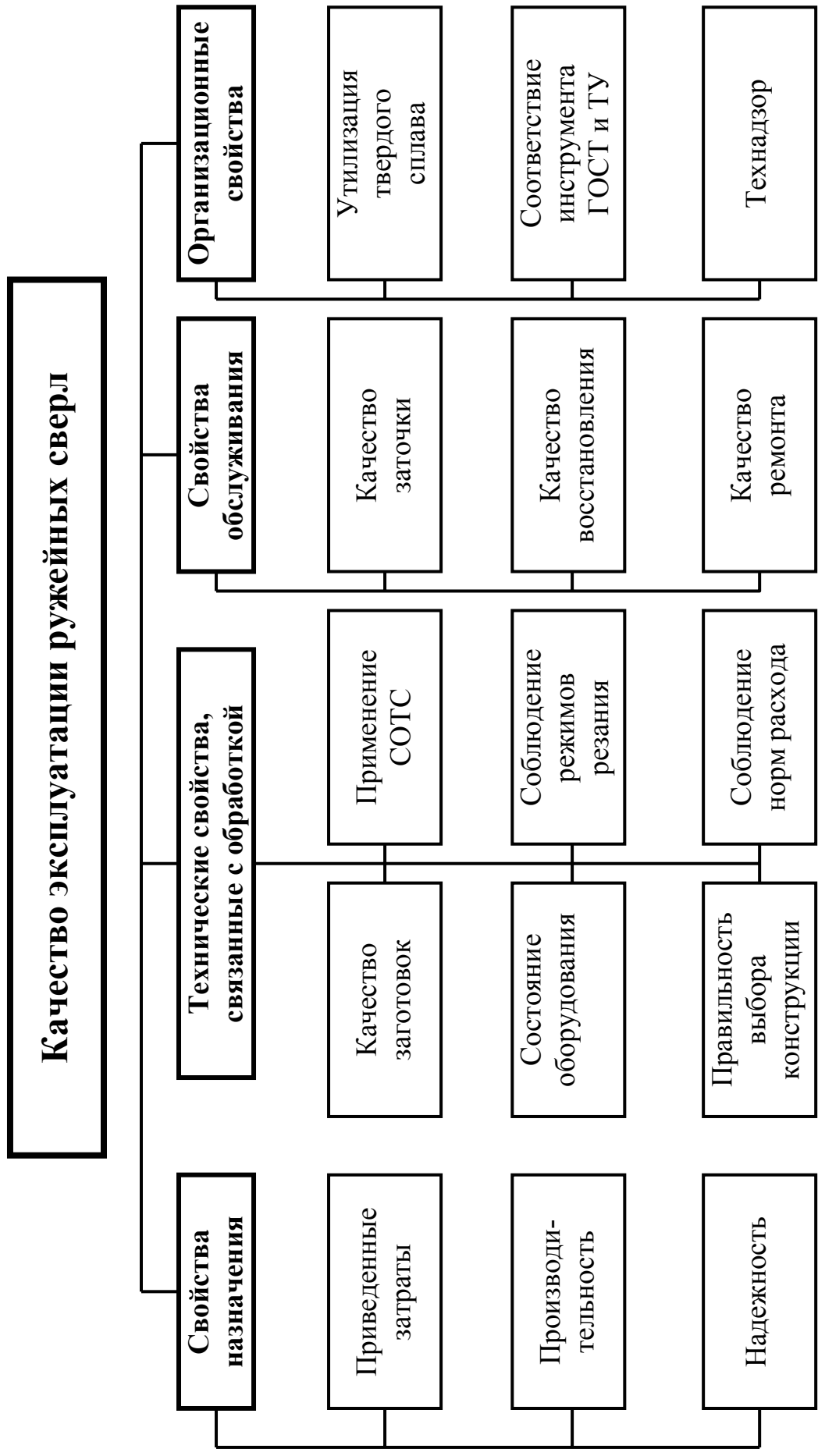


Рисунок 1 – Структура свойств для оценки качества ружейных сверл

К организационным свойствам на более низком уровне рассмотрения относятся проверка соответствия инструмента ГОСТам и ТУ, сдаче отходов, технадзор, централизованность производства инструментов. Они определяют организационные мероприятия по повышению качества эксплуатации инструмента.

Каждое свойство определенного уровня может быть разложено на свойства еще более низкого уровня, например: качество заготовок характеризуется припуском, твердостью, дефектами поверхности; состояние оборудования – жесткостью, точностью, виброустойчивостью и т.д.

Для обоснования номенклатуры показателей и определения весомостей и отдельных свойств проведена экспертная оценка свойств, составляющих качество эксплуатации. В состав экспертной группы входили 7 экспертов завода “Авиант”.

Высший ранг по мнению экспертов имеет свойство “Правильность выбора и прогрессивность конструкции инструмента”, это свойство имеет и наибольшую весомость 0,14. Далее в порядке ранжирования следуют свойства, определяющие соответствие станков, инструментов и заготовок требованиям нормативно-технической документации, соответственно весомости 0,1; 0,95; 0,09. Наименее важными признаны свойства транспортирования и хранения и сдачи отходов с весомостями соответственно 0,03; 0,01; 0,01.

Уровень качества единичного свойства представляет собой оценку, т.е. относительный показатель  $U$ , являющийся функцией двух абсолютных показателей – фактического, измеряемого показателя  $U_{\text{фак}}$  и принятого за базовый показатель  $U_{\text{баз}}$   $U = U_{\text{фак}} / U_{\text{баз}}$ .

Величина  $U_{\text{фак}}$  является постоянной характеристикой, присущей каждому свойству устанавливающей на основании обследований, наблюдений, испытаний, опросов и т.п. в производственных условиях.

Величина базового показателя  $U_{\text{баз}}$  зависит не только от самого свойства, но и от выбранной для сравнения базы (эталона).

При выборе методов определения абсолютных показателей учитывались также ранее разработанные методические материалы. [4]

В качестве базовых применялись в первую очередь показатели различных нормативов, ГОСТов, также показатели установленные на основе других регламентирующих документов. При отсутствии таковых

базовими принимаются экспертно установленные показатели или показатели передовых предприятий.

Обобщенный уровень качества эксплуатации инструмента представляет собой сумму уровней качества отдельных свойств с коэффициентом весомости этих свойств.

Расчет обобщенного показателя  $Y_o$  уровня качества эксплуатации инструмента в общем виде может быть представлен:

$$Y_o = Y_1 \cdot B_1 + Y_2 \cdot B_2 + \dots + Y_n \cdot B_n ,$$

где  $Y_n$  – относительный показатель (оценка) единичных свойств или комплексный показатель более низкого уровня рассмотрения;

$B_n$  – весомость отдельного показателя, определяемая экспертным методом;

$n$  – число показателей, учитываемых при оценке уровня эксплуатации.

Число показателей, включаемых в обобщенный показатель можно существенно уменьшить, отсеивая малозначимые, имеющие наименьшие ранг и весомость.

Уровень эксплуатации ружейных сверл представляет собой комплексную оценку, учитывающую оценки единичных показателей с учетом их весомостей.

Обобщенным показателем уровня эксплуатации можно считать расход режущего инструмента, т.к. на его величину влияют все факторы, учитываемые при разработке структуры свойств, составляющих качество эксплуатации инструмента.

Промышленной апробации на заводе “Авиант” подвергалась методика, содержащая сокращенное число показателей (наиболее важных).

Для определения единичных показателей, составляющих качество эксплуатации режущего инструмента, был предпринят сбор статистических данных о работе ружейных сверл в условиях КиДАЗ ”Авиант”. Сбор данных осуществлялся методом моментных наблюдений. Объем выборки был не менее 12. Состояние оборудования оценивалось по срокам его выпуска или капитального ремонта; правильность выбора режущего инструмента, соблюдение режимов резания и норм износа оценивалось в соответствии с данными нормативов. Результаты представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Определение уровня эксплуатации ружейных сверл в условиях КиДАЗ “Авиант”

Наименование показателя	Относительный показатель $Y_i$	Весомость свойств $B_i$	$Y_i * B_i$
Качество заготовок	0,7	0,15	0.105
Правильность выбора и прогрессивность конструкции инструмента	0,4	0.23	0,092
Состояние оборудования	0,7	0,22	0.154
Обеспеченность инструментом	0,2	0,08	0.016
Соблюдение режимов резания	0,5	0,21	0.105
Соблюдение норм износа	0,6	0.05	0,03
Качество заточки	0,1	0.06	0,006
			$Y = 0.478$

### **Выводы**

Уровень качества эксплуатации ружейных сверл на КиДАЗ ”Авиант” – низкий, составляет 0,478.

При разработках технологических процессов в условиях завода часто даны неправильные рекомендации по выбору конструкций инструментов и особенно марок инструментальных материалов. Частично эти ошибки корректируются рабочими в процессе эксплуатации инструментов. Режимы резания не всегда соответствуют нормативным значениям. Для повышения качества эксплуатации инструмента необходимо внедрять в производство новое металлорежущее оборудование, совершенствовать конструкцию сверл, использовать рациональные режимы резания.

### **Литература**

- 1 Троицкий Н.Д. Глубокое сверление. – Л.: Машиностроение, 1991. – 176 с.
- 2 Дечко Э.М. Сверление глубоких отверстий в сталях. – Минск: Высшая школа, 1989. – 232 с.
- 3 Костючевич С.С., Дечко Э.М. Точность обработки глубоких отверстий. – Минск: Высшая школа, 1978. – 144 с.
- 4 Клименко Г.П. Определение качества эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках / Вестник НТУУ “КПИ”. Машиностроение. – Киев: НТУУ “КПИ”, 2001. – Вып.40. – С.337-346.
- 5 Pearsjn H.I. Deep-Hole-Boring, Part III. Continental Boring Equipment at the 3id International Machine-Tool Exhibition in Brussels. – “Aircraft Production”, 1983. № VIII, IX, X.

УДК 621.9

**Клименко С.А., Мельничук Ю.А.**

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

## **ОБРАБОТКА ИНСТРУМЕНТАМИ С РЕЖУЩИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ ИЗ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ СИНТЕТИЧЕСКИХ АЛМАЗОВ**

*In clause results of studying of scopes of the cutting tools equipped by two-layer composites on the basis of synthetic diamonds are presented. Technological opportunities of tools are shown at processing various materials.*

В настоящее время в режущих инструментах эффективно используются поликристаллические материалы на основе синтетических алмазов (ПКА).

Коэффициент трения синтетических поликристаллических алмазных композитов по металлам несколько выше, чем природных. Это объясняется наличием пор на поверхности поликристалла, вызванных выпадением частиц кристаллитов, а также наличием частиц металлической фазы или связующего. В тоже время, величина коэффициента трения синтетических алмазов по многим металлам менее 0,2. Это говорит о превалировании в контактном взаимодействии внешнего трения. Так же как и для природного алмаза, исключение составляют титан, цирконий и другие материалы, в контакте с которыми поверхность режущего элемента покрывается прочно удерживающейся пленкой трущегося материала, что полностью исключает внешнее трение и приводит к внутреннему.

При точении резцами из поликристаллических алмазов силы резания несколько выше, чем при работе резцами из природных алмазов, но значительно меньше, чем при работе инструментом, оснащенным твердым сплавом или минералокерамикой. Необходимо отметить, что при алмазном точении силы резания при износе резца изменяются меньше, чем при тонком точении твердым сплавом. Это связано с меньшим изменением радиуса округления режущей кромки алмазного резца при износе. По мере износа резца силы на задней поверхности по своей абсолютной величине растут, но удельные напряжения при этом уменьшаются, так как площадь износа увеличивается быстрее, чем сила резания.

Температура резания при точении резцами из ПСТМ по сравнению с тонким точением существенно меньше – при резании цветных металлов и сплавов, а также полимерных композиционных материалов она обычно не превышает 200–250 °С, а при обработке титана, циркония, никеля, железа и др. температура резания достигает 700 °С и выше.

В связи с низким тепловыделением, малым нагревом детали и, главным образом, инструмента, обработка производится с максимальной точностью – тепловое удлинение резца и расширение детали незначительно.

Стойкость алмазного инструмента при лезвийной обработке медных, алюминиевых сплавов и других цветных металлов составляет сотни часов.

Это позволяет использовать инструмент из поликристаллических алмазов на операциях, где требуется большая размерная стойкость, т.е. на станках с ЧПУ, системах ГАП, массовом производстве, например, деталей двигателей внутреннего сгорания.

Износостойкость резцов из синтетических алмазов значительно превышает износостойкость инструмента из природных алмазов. Экспериментально показано, что при обработке силуминов средняя стойкость поликристаллического резца выше средней стойкости монокристаллического алмазного резца до 3 раз.

Преимущества инструмента из ПКА проявляются вследствие произвольной ориентации кристаллов в алмазном слое пластин, что обеспечивает высокую однородность твердости и стойкости к истиранию во всех направлениях. Монокристалл алмаза имеет несколько твердых и мягких кристаллографических плоскостей и для достижения минимального износа режущей кромки инструмента из природного алмаза необходимо обеспечить правильную кристаллографическую ориентацию монокристалла алмаза в инструменте.

Другим преимуществом ПСТМ является повышенная стойкость к ударным нагрузкам. Взаимное скрепление мелких кристаллов алмаза в поликристаллическом слое сводит к минимуму возможность образования крупных сколов под действием ударных нагрузок.

Резцы из синтетических алмазов не обеспечивают такой низкий уровень шероховатости, как резцы из природных алмазов. Поликристаллическое строение не позволяет получить ровную режущую кромку у резца, так как при заточке отдельные блоки кристаллитов выкрашиваются, оставляя на ней вырывы, неровности. Чем более крупнозернистый поликристалл, тем более шероховатой будет режущая кромка резца. При использовании поликристаллов алмаза с мелкозернистым строением и хорошей доводкой инструмента можно приблизиться к результатам, получаемым при обработке лезвийным инструментом из природного алмаза. В общем случае при использовании резцов из синтетических алмазов при обработке цветных металлов и сплавов высота микронеровностей обработанной поверхности примерно в 1,5–2,5 раза выше, чем при применении резцов из природных алмазов при одинаковых условиях резания.

Наиболее широкое применение в промышленности нашли двухслойные композиты, имеющие ряд преимуществ в сравнении с однородными по объему ПКА: износостойкий рабочий слой располагается на подкладке из материала с высокой прочностью, что обуславливает повышенную статическую и ударную прочность рабочей части инструмента; обеспечивается надежное крепление режущего элемента в корпусе инструмента путем пайки к твердосплавной подложке; снижается себестоимость инструмента за счет экономии сравнительно дорогих ПКА (толщина рабочего режущего слоя в большинстве случаев составляет 0,5-1 мм) и уменьшения потерь при заточке.

Широко известны двухслойные композиты с ПКА – Comрах (General Electric, США), Syndite (Element Six, ЮАР), SumiDIA (Sumitomo Electric, Япония), алмазно-твердосплавные пластины (АТП) (табл.), выпускаемые ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины.

Накопленный опыт свидетельствует, что наиболее эффективно применение инструментов с ПКА при обработке деталей из цветных металлов и их сплавов, а также из различных полимерных композиционных материалов. Инструмент может быть использован при точении прерывистых поверхностей и при фрезеровании одно- и многозубой фрезой. Однако стойкость инструмента будет ниже, чем при обработке без удара.

Опыт применения инструментов, оснащенных АТП, показывает, что одной из наиболее эффективных областей их применения является обработка алюминий-кремниевых сплавов (11–26 % Si). Обычные режущие инструменты, в том числе и твердосплавные, быстро разрушаются абразивными кремниевыми частицами, находящимися в обрабатываемом материале. Чередование твердой и мягкой структуры действует на инструмент как прерывистое резание, т.е. способствует выходу его из строя. Применение поликристаллических алмазных инструментов при обработке деталей из таких материалов позволяет в 100–300 раз повысить стойкость резцов по сравнению с твердосплавными, существенно увеличить скорость резания.



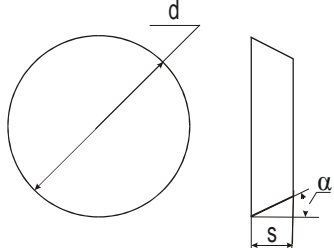
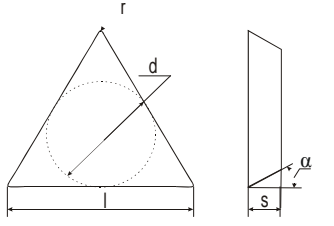
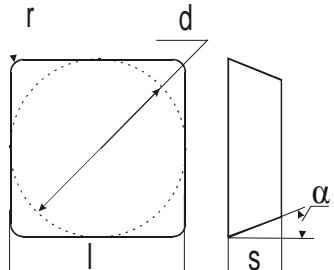
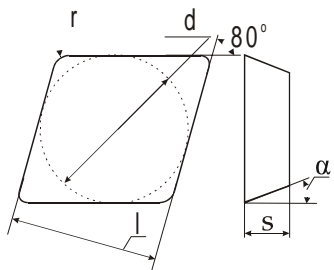
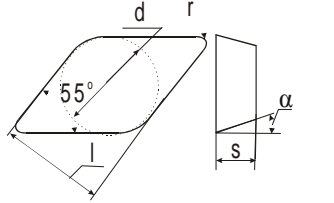
Рисунок 1 – Поршни ДВС, обработанные инструментом с ПКА

Двухслойные алмазно-твердосплавные режущие пластины круглой формы эффективно используются при обработке поршней двигателей внутреннего сгорания из силуминовых сплавов (рис. 1). Такие пластины применяются при обточке по копиру на станках-полуавтоматах, в автоматических линиях.

Технические требования к обрабатываемым деталям: допуск на диаметр головки поршня – 0,08 мм, юбки – 0,02 мм, шероховатость поверхности менее  $Ra$  1,25. Поршни обрабатываются за один проход. В связи с овальностью профиля юбки в поперечном сечении, а также ее конусностью глубина резания изменяется как за один оборот шпинделя, так и по мере движения резца вдоль детали. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости используется 5 %-й водный раствор эмульсола.

Для обточки применяются режущие пластины диаметром 6,35, 7,50 и 12,7 мм, толщиной 2,48, 2,80, 3,18 мм соответственно. Резцы, оснащенные этими пластинами, имеют передний угол  $\gamma = 0^\circ$ , задний – 7 и 11°.

Таблица 1 – Номенклатура режущих элементов из АТП

Форма пластины	Размеры					Обозначение
	$d$ , мм	$S$ , мм	$l$ , мм	$r$ , мм	$\alpha$ , град.	
	3,97	2,38		$d/2$	0 7 11	RNMN RCMN RPMN
		3,18				
	4,76	2,38				
		3,18				
	5,56	2,38				
		3,18				
	6,35	3,18				
		7,50				
12,7	3,18					
	4,76					
	7,94					
	3,97	2,38	6,88	0,2- 1,2	0 7 11	TNMN TCMN TPMN
		3,18				
	4,76	2,38	8,24			
		3,18				
	5,56	3,18	9,23			
		3,97	2,38			
3,18						
4,76		2,38				
		3,18				
5,56		2,38				
		3,18				
9,52		3,18				
		4,76				
11,0		3,18				
		4,76				
	3,97	2,38	4,03	от 0,2 до 1,2	0 7 11	CNUN CCUN CPUN
		3,18				
	4,76	2,38	4,83			
		3,18				
	5,56	2,38	5,64			
		3,18				
	6,35	2,38	6,44			
		3,18				
	3,97	2,38	4,85	от 0,2 до 1,2	0 7 11	DNUN DCUN DPUN
		3,18				
	4,76	2,38	5,81			
		3,18				
	5,56	2,38	6,79			
		3,18				



Применение круглых пластин позволяет обеспечить четыре–шесть периодов стойкости без переточек (за счет поворота пластины и использования всего ее периметра), стабильную шероховатость обработанной поверхности, повысить производительность обработки в 1,5 раза, снизить процент брака. Срок службы режущей пластины составляет 15–20 тыс. поршней.

Успешно применяются режущие пластины из ПКА при обработке полимерных композиционных материалов. Использование режущих пластин с механическим креплением и их переустановкой позволяет повысить стойкость в 15–25 раз по сравнению с инструментом из твердого сплава и в 2–4 раза – из балласа. Форма и размеры режущих пластин из поликристаллов способствуют увеличению глубины резания до 4–10 мм, подачи до 0,6–0,9 мм/об, совмещению получистовых и чистовых операций лезвийной обработки деталей из композиционных материалов.

Скорость резания при обработке деталей из полимерных композиционных материалов составляет 6–8,3 м/с. Применение режущих пластин из поликристаллов круглой формы позволяет значительно повысить качество обрабатываемых деталей. Производительность обработки повышается в 2–3 раза.

Еще одной из перспективных областей применения поликристаллического алмазного инструмента является обработка трудно поддающихся резанию и вызывающих быстрый износ инструмента таких материалов, как древесностружечные плиты, плиты средней плотности с высоким содержанием клея, с покрытиями на основе меламиновой смолы, декоративный бумажно-слоистый пластик, а также другие материалы, обладающие абразивным действием. Обработка таких материалов обычным инструментом неэкономична.

В настоящее время режущий инструмент, применяемый в деревообрабатывающей промышленности и промышленности по переработке пластмасс, оснащают поликристаллами алмаза. Такой инструмент имеет стойкость в 200–300 раз превышающую стойкость твердосплавных инструментов.

Повышение требований к производительности и качеству обработки обуславливают необходимость создания инструментальных материалов с высокой термостойкостью и обеспечивающих интенсивный отвод тепла от лезвия инструмента. В связи с этим, в качестве подложки в двухслойных пластинах с ПКА целесообразно использовать материалы, которые характеризуются высокой теплопроводностью и обеспечивающие получение при спекании композита алмазного слоя с тонкозернистой структурой. К числу таких материалов относится керамика на основе кубического нитрида бора (КНБ).

В ИСМ НАН Украины разработаны технологии изготовления алмазно-керамических пластин (АКП) с такой подложкой.

Эффективными областями применения инструментов, оснащенных АКП, является обработка силуминовых сплавов, бронзы, титановых сплавов.

При обработке сплавов цветных металлов обработку целесообразно производить с применением СОТС, в частности «Трибол». Обработка производится со скоростями резания 8–10 м/с, обеспечивая шероховатость обработанной поверхности  $Ra$  0,45–0,63.

При обработке титановых сплавов ВТ3-1 (рис. 2), ВТ-14 скорость изнашивания инструмента из ПКА значительно возрастает в диапазоне скоростей резания свыше 1,33 м/с. Это связано с ростом температуры в зоне обработки из-за низкой теплопроводности обрабатываемого материала.

С ростом скорости резания свыше 1,5-2,0 м/с при чистовом точении наблюдается загорание стружки, что свидетельствует о высокой температуре в зоне обработки, однако и в таких условиях АКП сохраняют свою работоспособность, что подтверждает их высокую термостойкость.

Наибольшая длина пути резания соответствует скорости резания 1,25–1,4 м/с.

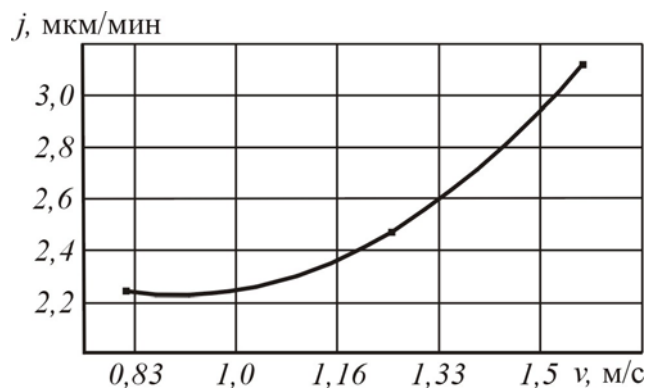


Рисунок 2 – Зависимость скорости изнашивания инструмента, оснащенного АКП, от скорости резания при точении титанового сплава ВТ3-1 ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,1$  мм; АСМ 7/5;  $\varnothing 12,7$  мм;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ )

Использование инструмента с АКП позволяет стабильно получать шероховатость обработанной поверхности  $Ra$  0,46–0,52.

Инструменты, оснащенные АКП, показали достаточно высокую работоспособность при точении таких специфических материалов как напыленные керамические покрытия на основе  $Al_2O_3$ , углеграфит и силицированный графит.

При точении напыленных материалов со скоростью резания до 0,8–1,0 м/с не отмечается существенного повышения скорости изнашивания

інструмента, оснащеного как АТП, так и АКП (рис. 3). Однако, при дальнейшем увеличении скорости резания работоспособность инструмента с АТП катастрофически снижается. Зависимость скорости изнашивания инструмента с АКП от скорости резания в диапазоне до 1,2 м/с имеет вид близкий к линейному, что является подтверждением более высокой термостойкости АКП в сравнении с АТП.

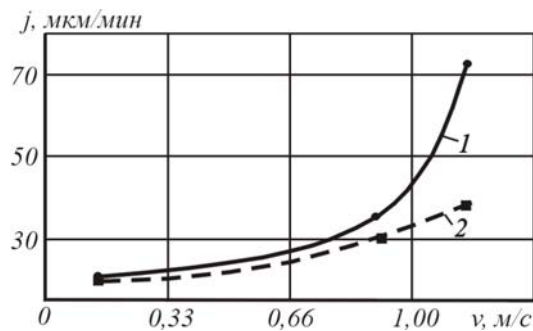


Рисунок 3 – Зависимость скорости изнашивания инструмента, оснащенного АТП (1) и АКП (2), от скорости резания при точении покрытия  $Al_2O_3$  ( $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,1$  мм; АСМ 28/20;  $\varnothing 12,7$  мм;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ )

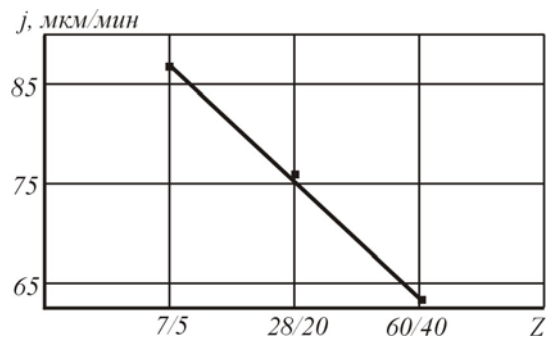


Рисунок 4 – Зависимость скорости изнашивания инструмента, оснащенного АКП, от зернистости алмазного порошка при точении покрытия  $Al_2O_3$  ( $v = 0,9$  м/мин;  $S = 0,05$  мм/об;  $t = 0,1$  мм;  $\varnothing 12,7$  мм;  $\gamma = -10^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ )

Максимальная длина пути резания инструментом, оснащенным АКП, при обработке покрытия  $Al_2O_3$  соответствует скорости резания 0,75–0,9 м/с. Шероховатость поверхности покрытия составляет  $Ra$  0,53–0,58.

Стойкость инструмента при точении покрытия  $Al_2O_3 + 15\% TiO_2$  в 1,5 раза выше, чем при обработке покрытия  $Al_2O_3$ .

Результаты проведенных исследований показали, что с ростом зернистости алмазного порошка, который используется для изготовления АКП, стойкость инструмента увеличивается (рис. 4).

Инструменты с АКП позволяют обрабатывать углеродистый графит (АГ 1500-С05) со скоростями резания 4–5 м/с. При точении силицированного графита (СП, 70-72 НРС) инструменты, оснащенные АТП и АКП, показали близкую стойкость. Максимальной производительности обработки и стойкости инструментов соответствуют скорости резания 0,83–1,0 м/с.

Приведенные результаты исследований показывают высокую работоспособность и эффективность инструментов, оснащенных двухслойными композитами с режущим слоем из ПКА при обработке металлических и неметаллических труднообрабатываемых материалов.

УДК 621.9

**Малышко И.А., Татьянченко А.Г.**  
ДонНТУ, г.Донецк, Украина

### **ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ФОРМЫ И РАЗМЕРОВ ПРОДОЛЬНОГО ПРОФИЛЯ ОТВЕРСТИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ**

*The method of the form prediction of a hole longitudinal profile at processing of a hole machining by the axial tool is considered. The method to allow take into account the thermo elastic and elastic deformations of the tool and work piece in a cutting zone on the basis of analytical relations.*

Развитие высоких технологий вызывает рост требований к надежности функционирования различных систем и механизмов. Поэтому требования к точности обработки деталей в современном машиностроении каждые 10 лет удваиваются. Решение задачи повышения точности механической обработки в современном машиностроении осуществляется за счет повышения надежности работы металлообрабатывающего оборудования, оптимизации динамических характеристик системы СПИД и за счет снижения режимов резания. Однако, анализ современного состояния лезвийной обработки в машиностроении показывает, что резервы повышения точности, связанные с оборудованием практически исчерпаны. С другой стороны, снижение режимов резания не всегда экономически целесообразно. В то же время значительным резервом в повышении точности обработки является температурные деформации элементов системы СПИД и, в первую очередь, температурные деформации детали и инструмента, на которые приходится почти 50% суммарной погрешности обработки отверстий. Анализ погрешностей продольного и поперечного сечения отверстия показывает, что одним из основных негативных последствий влияния температурных деформаций на точность обработки отверстия является искажение его продольного профиля, принимающего характерную бочкообразную форму [1,2], которая складывается из разбивки отверстия и отклонения от прямолинейности продольного профиля в начале и конце отверстия. Поэтому на стадии проектирования осевого инструмента и назначения режимов обработки важным является прогнозирование возможной формы и размеров продольного сечения отверстия.

Авторами были проведены исследования [3-9] формирования продольного профиля отверстия при обработке осевым инструментом, которые позволили установить причину и характер образования бочкообразной формы продольного профиля отверстия и разработать методы прогнозирования различных компонентов погрешности

продольного профіля по глибині отвору. Сумарна погрешність діаметра  $\Delta d(x)$  в довільному перерізі отвору  $x$  при малих швидкостях різання визначалась так:

$$\Delta d(x) = \Delta_1(x) + \Delta_2(x) + \Delta_3(x) + \Delta_4(x) + \Delta_5(x), \quad (1)$$

де  $\Delta_1(x)$  і  $\Delta_2(x)$  - температурні деформації деталі і інструмента,  $\Delta_3(x)$  і  $\Delta_4(x)$  - еластичних контактних деформацій деталі і інструмента по задній поверхні,  $\Delta_5(x)$  - зміщення осі інструмента від дії неуровноваженої радіальної сили різання  $\Delta P_y$ .

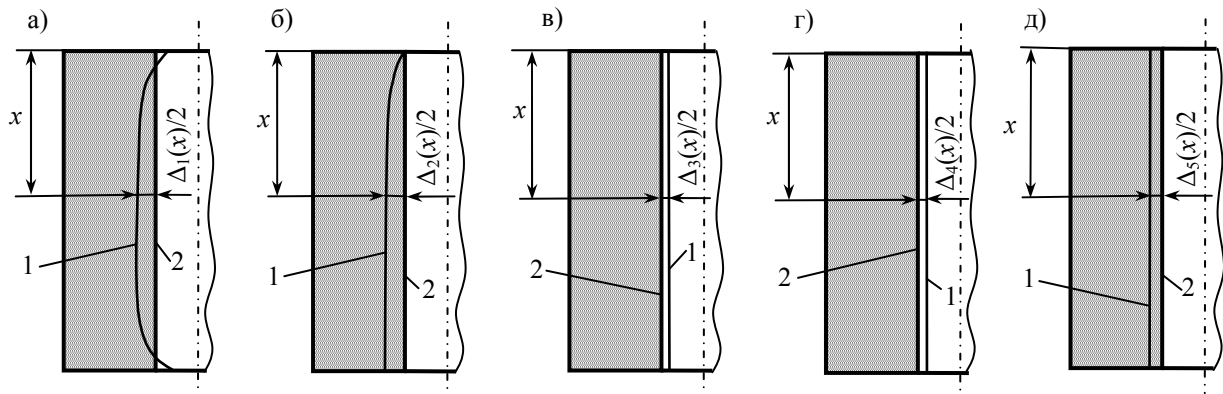


Рисунок 1 – Искажение формы продольного профиля отверстия 1 по отношению к требуемому 2 за счет: а) температурных деформаций детали, б) температурных деформаций инструмента, в) упругих деформаций детали, г) упругих деформаций инструмента, д) смещения оси инструмента

Авторами було встановлено, що параметри  $\Delta_3(x)$ ,  $\Delta_4(x)$  і  $\Delta_5(x)$  практично постійні по всій довжині отвору, а  $\Delta_1(x)$  і  $\Delta_2(x)$  мають складну нелінійну залежність від  $x$ . Зміщення осі інструмента  $\Delta_5(x)$  від дії неуровноваженої радіальної сили різання викликає розбивку отвору (рис.1д), еластичні зміщення контактних поверхней інструмента  $\Delta_4(x)$  і деталі  $\Delta_3(x)$  сприяють усадці отвору (рис.1 в,г), температурні деформації інструмента  $\Delta_2(x)$  сприяють розбивці отвору (рис.1б), а температурні деформації деталі  $\Delta_1(x)$  в залежності від товщини стінок можуть викликати як розбивку отвору, так і його усадку (рис.1а). Бочкообразна форма продольного профіля в началі отвору визначається нелінійністю температурних деформацій інструмента і деталі. Бочкообразна форма в конці отвору визначається тільки температурними деформаціями деталі.

Проведені дослідження дозволили розробити методи визначення параметрів  $\Delta_i(x)$  і сумарної погрешності  $\Delta d(x)$

продольного профиля в целом (рис.2) на основе аналитических зависимостей, не требующих сложной вычислительной техники.

Для прогнозирования погрешностей продольного профиля отверстия в качестве исходных данных использовались следующие группы параметров: физико-механические и тепловые свойства материалов инструмента и детали – модуль упругости  $E$  и  $E_u$ , коэффициент Пуассона  $\mu$  и  $\mu_u$ , коэффициент линейного температурного расширения  $\alpha_t$  и  $\alpha_u$ , плотность  $\rho_d$  и  $\rho_u$ , коэффициент теплопроводности  $c$  и  $c_u$ , удельная теплоемкость  $\lambda$  и  $\lambda_u$ , предел текучести материала детали  $\sigma_T$ , удельное сопротивление материала детали резанию  $\tau_p$ ; параметры геометрической модели детали – глубина отверстия  $L$ , диаметр отверстия  $d$ , характерный наружный размер детали  $D$ ; параметры геометрической модели инструмента – передний угол  $\gamma$ , задний угол  $\alpha$ , главный угол в плане  $\varphi$ , вспомогательный угол в плане  $\varphi_1$ , число зубьев  $z$ , ширина калибрующей ленточки, параметры формы поперечного и продольного профиля инструмента; режимы резания – скорость резания  $V$ , подача  $S$ , глубина резания  $t$ ; характеристики текущего износа инструмента по задней поверхности и режущей кромке – ширина площадки износа по задней поверхности  $l_3$ , радиус округления режущей кромки  $\rho$  и калибрующей ленточки  $\rho_1$ .



Рисунок 2– Блок-схема алгоритма прогнозирования продольного профиля отверстия с учетом температурных и упругих деформаций

Одним из основных параметров, определяющим условия тепловыделения в зоне резания и условия контакта по задней поверхности, является угол сдвига. При обработке отверстий важными факторами, оказывающими влияние на величину  $\Phi_0$ , является кривизна обрабатываемой поверхности  $1/R$ , где  $R$  – радиус отверстия, и средняя рабочая температура  $\Theta$  в зоне резания. С учетом этих факторов среднее значение угла сдвига равно:

$$\tan \Phi_0 = \left( 1 + \frac{1,368 S_z \sin \varphi \cdot \sin(9\gamma)}{R} \right) \exp \left( - \frac{3,1334 S_z \sin \varphi}{R} \right) \times \quad (2)$$

$$\times \frac{1,51(1 + 2,48 \cdot 10^{-4} \Theta(1 - 0,1644 \sin(9\gamma))) V^{0,21} S^{0,58} c_{p\delta}^{0,21} \sin^{0,88} \varphi}{t^{0,3} \lambda_u^{0,21} \beta^{0,21} \varepsilon^{0,21} \rho^{0,07} (1 - \sin \gamma)^{0,65}},$$

где  $\beta = \pi/2 - (\alpha + \gamma)$  - угол заострения резца в главной секущей плоскости,  $\varepsilon = \pi - (\varphi + \varphi_1)$  - угол заострения резца в плане  $\varepsilon$ .

Неуравновешенная радиальная сила резания  $\Delta P_y$  является следствием неравномерной заточки инструмента и может вызвать отклонение оси инструмента и разбивку отверстия. Величина  $\Delta P_y$  определялась как:

$$\Delta P_y = |\Delta P_k| = \max \left[ (c \tan \Phi - \tan \pi/4) \tau_p + \mu \sigma_T \right] \times$$

$$\times \sum_{i=1}^z \left[ \cos \varphi \cos \left( \frac{2\pi}{z} (i - k) \right) S_z (t - \Delta r_i) + \sin \left( \frac{2\pi}{z} (i - k) \right) S_z (t - \Delta r_i) \right] \quad (3)$$

где  $\Delta P_k$  – результирующая проекция всех сил резания в направлении  $k$ -го зуба инструмента,  $\Delta r_i$  – радиальное биение режущей кромки  $i$ -зуба

С учетом трения по калибрующей ленточке суммарное тепловыделение в деталь  $Q_\delta$  в единицу времени на одном зубе инструмента при чистовой обработке отверстия может быть определено по формуле:

$$Q_\delta = \tau_p V \left[ \frac{n_3 t (\rho \sin \Phi + l_3 + \Delta_2 / (2 \sin \alpha))}{\sin \varphi} + n_3 0,5 h_n (l_n + S_z) + \frac{(1 - n_p) t S_z}{\tan \Phi} \right] \quad (4)$$

где  $n_3 = (1 + b_3)^{-1}$  - доля тепла, выделившегося при трении по задней поверхности, поступающая в деталь [10],  $n_p = (1 + b_p)^{-1}$  – доля тепла, выделившегося в зоне резания, поступающая в деталь [10],

$$b_3 = \frac{0,24 F D^{0,3} \sin^{0,1} \alpha}{\sqrt{Pe} E^{0,2} \cdot \tan^{0,1} \Phi} Pe, \quad b_p = \frac{4,25}{(Pe \cdot \tan \Phi)^{1,2}}, \quad Pe = \frac{V a_1}{\omega} - \text{критерий Пекле,}$$

$$F = \frac{\lambda_u}{\lambda} \beta \varepsilon, \quad D = \frac{a_1}{b_1}, \quad E = \rho / a_1 - \text{безразмерные параметры, } a_1 = S_z \cdot \sin \varphi -$$

ширина среза,  $b_1 = t / \sin \varphi$  – толщина среза,  $h_{л}$  – ширина ленточки,  $l_{л}$  – длина зоны контакта калибрующей ленточки с поверхностью детали ( $l_{л} = (1 \div 1,5)S$ ),  $\Delta_2$  – ориентировочная величина упругих деформаций поверхности детали.

Для детали при обработке отверстия тепловой источник рассматривался как кольцевой, движущийся вдоль отверстия со скоростью подачи  $V_n = \frac{VS}{60\pi d}$ . Интенсивность кольцевого источника в этом случае равна:

$$q_{экр} = \frac{Q_{\delta} \tan \varphi}{\pi dt T}, \quad (5)$$

где  $d$  – диаметр отверстия,  $T = \frac{L}{V_n} = \frac{60\pi dL}{VS}$  – время обработки отверстия.

Суммарное тепловыделение в инструмент на один зуб в единицу времени при чистовой обработке отверстия определяется по формуле:

$$Q_u = \tau_p V \left[ \frac{(1 - n_3)t(\rho \sin \Phi + l_3 + \Delta_2 / (2 \sin \alpha))}{\sin \varphi} + \frac{(1 - n_3)h_{л}(l_{л} + S_z)}{2} + \frac{(1 - n_n)\sqrt{2}tS_z \cos(\pi/4 + \Phi - \gamma)}{\cos(\Phi - \gamma)} \right]. \quad (6)$$

где  $n_n = (1 + b_n)^{-1}$  – доля тепла, выделившегося при трении по передней поверхности, поступающая в деталь [10],

$$b_n = \frac{0,233FD^{0,3} \cos^{0,5}(\Phi - \gamma)}{\sqrt{Pe} \sin^{0,3} \Phi \cos^{0,2}(\pi/4 + \Phi - \gamma)}, \quad k_{эм} - \text{коэффициент, учитывающий}$$

отвод тепла из инструмента в деталь при вторичном теплообмене.

Зависимость температуры детали в зоне резания по длине отверстия достаточно сложна и ее определение требует специальных численных исследований. Однако для определения температурных деформаций в точках в начале, середине и конце отверстия достаточно знать температуру детали в зоне резания в только в этих точках. Температура детали в зоне резания посередине отверстия может быть определяется по формуле:

$$\Theta = k_d k_{эм} \frac{4q_{экр}}{3\lambda} \sqrt{\frac{\omega l}{\pi V_n}} = k_d k_{эм} \frac{4Q_{\delta}}{3\pi T \lambda} \sqrt{\frac{60\omega \tan \varphi}{VSdt}}, \quad (7)$$

где  $k_d = \frac{R - r}{R |\ln(1 - (R - r) / R)|}$  – коэффициент, учитывающий

распространение тепла во втулке,  $k_{эм}$  – коэффициент, учитывающий перераспределение тепла за счет вторичного теплообмена.



Температура в зоне резания в начале  $\Theta_n$  и конце  $\Theta_k$  отверстия с учетом краевых эффектов определяется как

$$\Theta_n = k_n \Theta_0, \quad (8)$$

$$\Theta_k = k_k \Theta_0, \quad (9)$$

где  $k_k$  и  $k_n$  – коэффициенты, учитывающие всплеск температуры в начале и конце отверстия.

Температура инструмента в зоне резания  $\Theta_u$  принимается равной температуре детали  $\Theta$ . Однако для определения температурных деформаций инструмента необходимо знать температуру его сердцевины. Эту температуру при обработке отверстия диаметром  $d$  на глубине  $x$  можно определить как:

$$\Theta_c(x) = k_c \Theta \exp\left(-\frac{VSd}{16\pi\omega x}\right), \quad (10)$$

где  $k_c$  – коэффициент, учитывающий изменение тепловых потоков в инструмент при вторичном теплообмене.

В условиях высоких температур в зоне резания величину увода оси инструмента от действия неуравновешенной радиальной силы резания  $\Delta P_y$  необходимо определять с учетом изменения изгибной жесткости инструмента  $EJ$  за счет уменьшения модуля упругости материала при нагреве. Однако, в большинстве случаев при чистовой обработке рабочая температура в зоне резания не превышает температуры  $200^\circ\text{C}$ , при которой начинается существенное изменение модуля упругости. В этих случаях смещение оси инструмента может быть определено как

$$\Delta_5 = \frac{\Delta P_y l^3}{3EJ}, \quad (11)$$

где  $l$  – длина консольной части инструмента,  $J$  – момент инерции площади поперечного сечения инструмента.

Исследования авторов показали, что температурные деформации детали вызваны локальным нагревом детали в зоне резания. Величина зоны локального нагрева ограничена небольшой областью вокруг зоны резания. Остальной объем детали нагревается незначительно и на величину температурных деформаций детали практически не оказывает влияния. Величина зоны локального нагрева определяется из условия  $\Theta_3 \geq 0,5\Theta$  и равна

$$\Delta_h = \sqrt{4\omega\tau_0 \left| \ln \frac{Q_0}{\Theta\pi\lambda\tau} \right|}, \quad (12)$$

где  $Q_0 = Q_0 S / L$  – количество тепла, поступающее в деталь за одно положение инструмента,  $\tau = TS / 2L$  - время действия теплового источника в одном положении инструмента.

Температурные деформации детали в середине отверстия определяются по формуле:

$$\Delta_1 = r \alpha_t \Theta^* \left( 1 - \frac{(R^2 - (r + \Delta_h)^2)}{(R^2 - r^2)} \right). \quad (13)$$

где  $\Theta^* = 0,75\Theta$  - средняя температура локальной зоны.

Температурные деформации детали в начале и конце отверстия определяются по формуле:

$$\Delta_1 = \alpha_t \Theta^* r \left( 1 - \frac{(1 + \mu)^2 (1 - \mu) (R^2 - (r + \Delta_h)^2)}{(R^2 - r^2) - \mu (R^2 - (r + \Delta_h)^2)} \right). \quad (14)$$

Температурные деформации инструмента от его температурного расширения при нагреве можно найти в поперечном сечении, проходящем через вершину режущей кромки, как

$$\Delta_2 = 2 \int_0^r \alpha_t \Theta(\rho) d\rho, \quad (15)$$

где  $\Theta(\rho)$  - закон распределения температур вдоль радиуса инструмента.

При  $\Theta(\rho) = \Theta_c (\Theta_r / \Theta_c)^{\frac{\rho}{r}}$  выражение (15) имеет вид:

$$\Delta_2(x) = \frac{2\alpha_t r (\Theta_r - \Theta_c)}{\ln(\Theta_r / \Theta_c)}. \quad (16)$$

Величина упругих деформаций поверхности детали определяется из выражения:

$$\Delta_3 = \frac{0,371 \sigma_T l_3}{E} \ln \left( \frac{r}{y_0} \right), \quad (17)$$

где  $r$  – радиус обрабатываемого отверстия,  $y_0 = l_3$ ,  $l_3$  – длина зоны контакта по задней поверхности инструмента.

Радиальная упругая деформация инструмента  $\Delta_2$  по задней поверхности определяется выражением:

$$\Delta_4 = \frac{1,1656 \sigma_T l_3}{E(\pi/2 - \alpha - \xi + \sin(\pi/2 - \alpha - \gamma))} \ln \left( \frac{2r}{l_3 \tan 0,5(\pi/2 - \alpha - \gamma)} \right). \quad (18)$$

Таблица 1 – Структура погрешностей продольного профиля отверстия

$x$	$\Delta_1$ , мкм	$\Delta_2$ , мкм	$\Delta_3$ , мкм	$\Delta_4$ , мкм	$\Delta_5$ , мкм	$\Delta d$ , мкм	$\Delta d_{\text{эксп}}$ , мкм
0	-2,238	0,785	-0,302	-0,494	2,002	-0,247	1,5
$l/2$	0,623	3,999	-0,302	-0,494	2,002	5,828	6,25
$l$	-2,706	5,097	-0,302	-0,494	2,002	3,597	2,25

Суммарная погрешность обработки отверстия определяется согласно (1). В таблице 1 приведены результаты расчетов по предложенной методике при развертывании восьмизубой разверткой из стали Р6М5 отверстия  $d = 16$  мм в детали из стали 45. Со знаком «-» указаны деформации, способствующие усадке отверстия, со знаком «+» - разбивке отверстия. Сравнение полученных результатов с результатами экспериментальных замеров  $\Delta d_{\text{эксп}}$  показывает их хорошую сходимость. Анализ структуры погрешности показывает, что основную долю в разбивке отверстия имеют температурные деформации инструмента, а в образовании бочкообразной формы – температурные деформации детали.

### Литература

- 1 Якимов О.В., Усов А.В., Слободяник П.Т., Юргачов Д.В. Теплофизика механічної обробки. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256с.
- 2 Резников А.Н., Яценко Л.Е. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания / Теплофизика технологических процессов. Межвед. науч. сб. – Вып.1. – Саратов: Изд. Саратовского университета, 1973. – С.24-35. Малышко И.А.
- 3 Татьяначенко А.Г. О влиянии теплофизических процессов на точность обработки одномерным осевым инструментом / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Вып.12. - Донецк, 2000. – с. 219-226.
- 4 Татьяначенко А.Г. Погрешность профиля продольного сечения отверстия за счет температурных деформаций детали и инструмента / Проблемы создания новых машин и технологий. Науч. тр. КГПУ. Вып.1(10). – Кременчуг, 2001. – С.401-404.
- 5 Малышко И.А., Татьяначенко А.Г. Температурные деформации детали при обработке отверстий / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Вып.16. - Донецк, 2001.
- 6 Татьяначенко А.Г. Влияние температуры резания на точность обработки отверстий осевым инструментом // Вестник НТУУ «КПИ». – 2001. - №40. – С.367-376.
- 7 Малышко И.А., Татьяначенко А.Г. Моделирование процесса формирования продольного профиля отверстия с учетом термоупругих деформаций инструмента и детали при неустановившемся теплообмене // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – 2002. - №1. – С.211-217.
- 8 Татьяначенко А.Г. Определение температуры детали в зоне резания при обработке отверстий / Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Вып. 28. – Донецк, 2004. – 179-184.
- 9 Татьяначенко А.Г., Малышко И.А. Прогнозирование точности обработки отверстий по температурным деформациям детали в зоне резания / Вісник двигунобудування. – №3. – Запорожье: Мотор січ, 2004. – с. 80-85.
- 10 Силин С.С. Метод подобия при резании металлов. - М.: Машиностроение, 1979. –152с.

УДК 621.9

**Мамлюк О.В., Равская Н.С., Родин Р.П.**

*Киевский авиационный техникум, НТУ «КПИ», г. Киев, Украина*

## **ИСХОДНАЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНАЯ ПОВЕРХНОСТЬ ОБКАТОЧНОЙ ШЛИЦЕВОЙ ФРЕЗЫ**

*The algorithm of definition of an initial tool surface of a shaped mill is developed for processing a surface of a shaft.*

### ***Введение***

Предложено шлицевые валы обрабатывать фасонными обкаточными фрезами, исходная инструментальная поверхность которых образована по первому способу. По сравнению с известным способом обработки шлицевых валов червячными фрезами, в том числе постоянной установки, фасонные обкаточные фрезы являются более простыми по конструкции режущими инструментами с прямолинейными теоретически точными режущими кромками.

Теория проектирования фасонных обкаточных шлицевых фрез разработана недостаточно. Задача определения исходной инструментальной поверхности в рассматриваемом случае была решена на основе рассмотрения винтового движения плоскости, как результата сложения двух вращений, соответствующих этой схеме формообразования.

В данной статье дана новая методика определения исходной инструментальной поверхности фасонной обкаточной шлицевой фрезы при рассмотрении движений вращения фрезы и заготовки с соответствующими угловыми скоростями.

### ***Исходная инструментальная поверхность, сопряженная с плоской поверхностью шлицевого вала***

Схема обработки шлицевого вала фасонной обкаточной фрезой сводится к вращению заготовки вокруг своей оси, с угловой скоростью  $\vec{\omega}_1$ , и вращению обкаточной фасонной фрезы, вокруг ее оси с угловой скоростью  $\vec{\omega}_2$  (рис. 1).

Рассмотрим случай, когда оси обкаточной фрезы и шлицевого обрабатываемого вала взаимно-перпендикулярны. Кроме этих движений фреза относительно заготовки совершает движение подачи, скорость которого параллельна оси шлицевого вала.

В результате движения подачи обрабатываемая поверхность шлицевого вала скользит сама по себе. Поэтому, движение подачи можно не учитывать при определении исходной инструментальной поверхности.

Для того, чтобы определить исходную инструментальную поверхность, сообщаем рассматриваемой системе вращение вокруг оси фрезы с угловой скоростью  $(-\vec{\omega}_2)$ .

Тогда инструмент будет неподвижен, а шлицевой вал будет совершать сложное движение, занимая ряд последовательных положений. Огибающая к этим последовательным положениям поверхности шлицевого вала будет исходной инструментальной поверхностью.

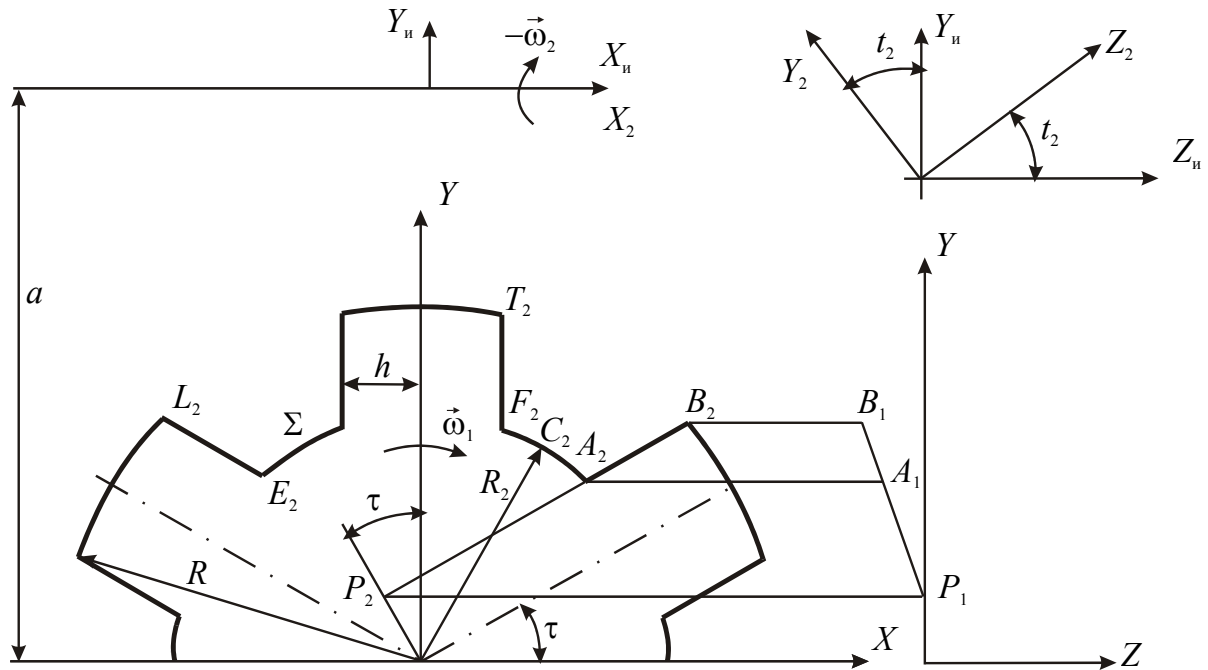


Рисунок 1 – Схема обработки шлицевого вала

Введем неподвижную систему координат  $XYZ$ , ось  $Z$  которой идет по оси шлицевого вала, а также систему  $X_n Y_n Z_n$ , ось  $X_n$  которой идет по оси фасонной обкаточной шлицевой фрезы.

Определим на поверхности шлицевого вала, профиль которой будет  $A_2 B_2$ , характеристику, то есть линию контакта сопряженных поверхностей. Положение профиля  $A_2 B_2$  будет характеризоваться углом  $\tau$  и размером  $h$  – половины ширины шлица вала.

В системе  $XYZ$  уравнение плоскости, профилем которой является прямая  $A_2 B_2$ , будет:

$$\vec{r} = \vec{i}X + \vec{j}Y + \vec{k}Z = \vec{i}X + \vec{j}\left(X \operatorname{tg} \tau + \frac{h}{\cos \tau}\right) + \vec{k}Z.$$

Векторы  $\vec{A}$  и  $\vec{B}$ , касательные к рассматриваемой плоскости:

$$\vec{A} = \frac{d\vec{r}}{dX} = \vec{i} + \vec{j} \operatorname{tg} \tau;$$

$$\vec{B} = \frac{d\vec{r}}{dZ} = \vec{k}.$$

Вектор  $\vec{N}$  нормали к плоскости  $A_2B_2$  будет:

$$\vec{N} = [\vec{B} \cdot \vec{A}] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & \operatorname{tg}\tau & 0 \end{vmatrix}$$

Раскрывая определитель, будем иметь:

$$\vec{N} = -\vec{i} \operatorname{tg}\tau + \vec{j}$$

Определим скорость произвольной точки  $M$ , расположенной на плоскости  $A_2B_2$ , координаты которой будут  $X, Y, Z$ . В результате вращения вокруг оси  $X$  с угловой скоростью  $\vec{\omega}_1 = -\vec{k}\omega_1$  скорость точки  $M$  будет равна:

$$\vec{V}_1 = [\vec{\omega}_1 \cdot \vec{r}] = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ 0 & 0 & -\omega_1 \\ X & Y & Z \end{vmatrix} = \vec{i}\omega_1 Y - \vec{j}\omega_1 X.$$

В результате вращения вокруг оси  $X_{ii}$  с угловой скоростью  $\vec{\omega}_2 = -\vec{i}\omega_2$  скорость точки  $M$  будет равна:

$$\vec{V}_2 = [\vec{\omega}_2 \cdot \vec{R}_i],$$

где  $R_i$  – радиус точки  $M$  в системе  $X_{ii}Y_{ii}Z_{ii}$ , равный:

$$R_i = \vec{r} - \vec{j}a.$$

Следовательно,

$$\vec{V}_2 = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ -\omega_2 & 0 & 0 \\ X & (Y-a) & Z \end{vmatrix} = \vec{j}\omega_2 Z - \vec{k}\omega_2(Y-a),$$

Вектор  $\vec{V}_\Sigma$  суммарной скорости точки  $M$  будет:

$$\vec{V}_\Sigma = \vec{i}\omega_1 Y + \vec{j}(\omega_2 Z - \omega_1 X) - \vec{k}\omega_2(Y-a).$$

Уравнение контакта  $(\vec{N} \cdot \vec{V}_\Sigma) = 0$  будет:

$$(\vec{N} \cdot \vec{V}_\Sigma) = -\omega_1 Y \cdot \operatorname{tg}\tau + \omega_2 Z - \omega_1 X = 0.$$

Отсюда координата  $Z$  в точке  $M$  характеристики будет:

$$Z = \frac{X + Y \operatorname{tg}\tau}{\frac{\omega_2}{\omega_1}}.$$

Совместное рассмотрение уравнения контакта и уравнения плоскости  $A_2B_2$  дает прямолинейную характеристику – линию касания в рассматриваемый момент времени сопряженных поверхностей.

Рассмотрим точку  $P$  на плоскости  $A_2B_2$ .

Координаты точки  $P$  будут:

$$X_P = -h \sin \tau; Y_P = h \cos \tau.$$

В соответствии с уравнением контакта координата  $Z_P$  точки  $P$  будет равна:

$$Z_P = \frac{-h \sin \tau + h \cos t \cdot \operatorname{tg} \tau}{\frac{\omega_2}{\omega_1}} = 0.$$

Таким образом, точка  $P$  с координатами  $X = -h \sin \tau$ ,  $Y = h \cos \tau$ ,  $Z = 0$  будет точкой характеристики. Линия  $PM$  будет характеристикой в рассматриваемом положении шлицевого вала на плоскости  $A_2B_2$ .

Будем считать, что шлицевой вал повернулся вокруг своей оси на угол  $t_1$ . Тогда угол между плоскостью  $A_2B_2$  и осью  $X$  будет равен  $(\tau - t_1)$ . При этом положении плоскости  $A_2B_2$ , в соответствии с рассмотренной методикой, находится прямолинейная характеристика. С фасонной обкаточной фрезой свяжем систему  $X_2Y_2Z_2$ . При повороте шлицевого вала на угол  $t_1$  система  $X_2Y_2Z_2$  повернется на угол  $t_2$ , равный:

$$t_2 = \frac{\omega_2 t_1}{\omega_1} = \frac{Z_1 t_1}{Z_2},$$

где  $Z_1$  – число зубьев шлицевого вала;

$Z_2$  – число зубьев обкаточной фрезы.

Формулы перехода от системы  $XYZ$  к системе  $X_2Y_2Z_2$  будут:

$$\begin{aligned} X_2 &= X; \\ Y_2 &= (Y - a) \cos t_2 - Z \sin t_2; \\ Z_2 &= Z \cos t_2 + (Y - a) \sin t_2. \end{aligned}$$

Совокупность характеристик, определенных по формулам перехода к системе  $X_2Y_2Z_2$ , дает исходную инструментальную поверхность.

Анализ показывает, что на плоскости  $A_2B_2$  соблюдаются условия формообразования и на основе найденной исходной инструментальной поверхности могут быть спроектированы инструменты для обработки рассматриваемой стороны шлицевого вала.

Однако, обработка стороны, соответствующей профилю  $F_2T_2$ , оказывается невозможной, так как при этом не соблюдаются условия формообразования и не существует исходная инструментальная поверхность. В соответствии с уравнением контакта для стороны  $F_2T_2$  при  $\tau = 90^\circ$  будем иметь:

$$Z = \frac{X + Y \operatorname{tg} 90^\circ}{\frac{\omega_2}{\omega_1}} = \infty.$$

Для того, чтобы сформировать вторую сторону канавки шлицевого вала, по рассмотренной методике определяется исходная инструментальная поверхность на плоскости, профилем которой является прямая  $E_2L_2$ . Используя две исходные инструментальные поверхности, проектируются две фасонные обкаточные фрезы для обработки заданного шлицевого вала.

### ***Исходная инструментальная поверхность, сопряженная с окружностью впадин шлицевого вала***

Поверхность впадин шлицевого вала является круглой цилиндрической поверхностью  $\Sigma$ , радиус которой равен  $R_2$ . В процессе формообразования круглая цилиндрическая поверхность вращается с угловыми скоростями  $\vec{\omega}_1$  и  $\vec{\omega}_2$ , занимает ряд последовательных положений относительно инструмента, огибающая к которым будет исходной инструментальной поверхностью. Но при вращении вокруг оси  $Z$  с угловой скоростью  $\vec{\omega}_1$  круглая цилиндрическая поверхность  $\Sigma$  скользит сама по себе. Поэтому, это движение при определении сопряженной поверхности можно не учитывать. Таким образом, исходная инструментальная поверхность будет огибающей круглой цилиндрической поверхности  $\Sigma$  при ее вращении вокруг оси  $X_n$  с угловой скоростью  $(-\vec{\omega}_2)$ . Как известно, при вращательном движении характеристика определяется как ортогональная проекция оси вращения на движущуюся поверхность. В рассматриваемом случае ось вращения  $X_n$  и ось  $Z$  круглой цилиндрической поверхности  $\Sigma$  являются взаимно-перпендикулярными прямыми. Поэтому, по свойству общих нормалей, характеристикой на поверхности  $\Sigma$  будет линия пересечения ее с плоскостью, проходящей через ось  $X_n$ , перпендикулярно оси  $Z$ . Это будет окружность радиуса  $R_2$ , расположенная в плоскости  $XU$ . При вращении характеристики, то есть окружности радиуса  $R_2$ , вокруг оси  $X_n$  создается исходная инструментальная поверхность. Это будет поверхность вращения, ось которой совпадает с осью  $X_n$  и профиль которой будет окружностью радиуса  $R_2$ .

### ***Выводы***

Поверхность шлицевого вала может обрабатываться фасонными обкаточными фрезами, исходная инструментальная поверхность которых имеет линейный контакт с поверхностью шлицевого вала. Исходная инструментальная поверхность фасонной обкаточной фрезы, сопряженная с боковой плоскостью зуба шлицевого вала, является линейчатой поверхностью, алгоритм определения которой разработан в статье.

Исходная инструментальная поверхность фасонной обкаточной фрезы, сопряженная с поверхностью впадин шлицевого вала, будет поверхностью вращения, профиль которой является дугой окружности, радиус которой равен радиусу окружности впадин обрабатываемого вала.

### **ЛИТЕРАТУРА**

- 1 Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов. – К.: Выща школа, 1990. – 424 с.
- 2 Фрайфельд И.А. Инструменты, работающие методом обкатки. – М.: Машгиз, 1955. – 196 с.



УДК 621.923.6

**Родін Р.П., Плівак О.А.**  
НТУУ “КПІ” м. Київ, Україна

## **ЗАТОЧКА ЗАДНЬОЇ ПОВЕРХНІ ЗЕНКЕРА**

*The task of universal grinding head fixing angles determining by grinding back plane of countersink has been solved.*

### ***Вступ***

Широке застосування в промисловості одержали зенкери, призначені для розширення циліндричних отворів. У процесі експлуатації зенкери переточуються по задній поверхні. Найбільш розповсюдженою формою задньої поверхні зенкера, що переточується, є площина. Переточування зенкерів по плоскій задній поверхні виконується на універсально-заточувальних верстатах, при закріпленні зенкера в трехповоротній універсально-заточувальній головці. Тому виникає задача визначення кутів повороту елементів універсально-заточувальної головки при яких забезпечується заточування зенкера із заданими геометричними параметрами ріжучої частини.

### ***Геометрія плоскої задньої поверхні зенкера***

На рис. 1 зображена схема ріжучої частини зенкера. Ріжуча кромка зенкера АВ розташовується в осьовій площині і складає кут  $\varphi$  з віссю зенкера. Статичні задні кути  $\alpha_n$  задаються найбільш часто в нормальному до ріжучої кромки перерізі N і проектуються в натуральну величину на площину  $\Pi_3$ , яка йде паралельно площині N.

Дві прямі: ріжуча кромка АВ та пряма АС визначають положення задньої площини. У досліджуваній точці А ріжучої кромки визначимо задній кут  $\alpha_1$  в перерізі I, перпендикулярному осі зенкера. Переріз I перетинається в точці А з ріжучою кромкою. Паралельно ріжучій кромці АВ через точку С, яка розташована на задній площині, проводиться в системі площин проєкцій  $\Pi_1/\Pi_3$  лінія СЕ. Лінія СЕ з перерізом I перетинається в точці Е. Таким чином лінією перетину перерізу I і задньою площиною буде пряма АЕ. Для того щоб визначити натуральну величину заднього кута  $\alpha_1$  введена система площин проєкцій  $\Pi_1/\Pi_2$ . Площина  $\Pi_2$  йде перпендикулярно осі зенкера. Тому на площину  $\Pi_2$  задній кут  $\alpha_1$  буде проектуватися у натуральну величину.

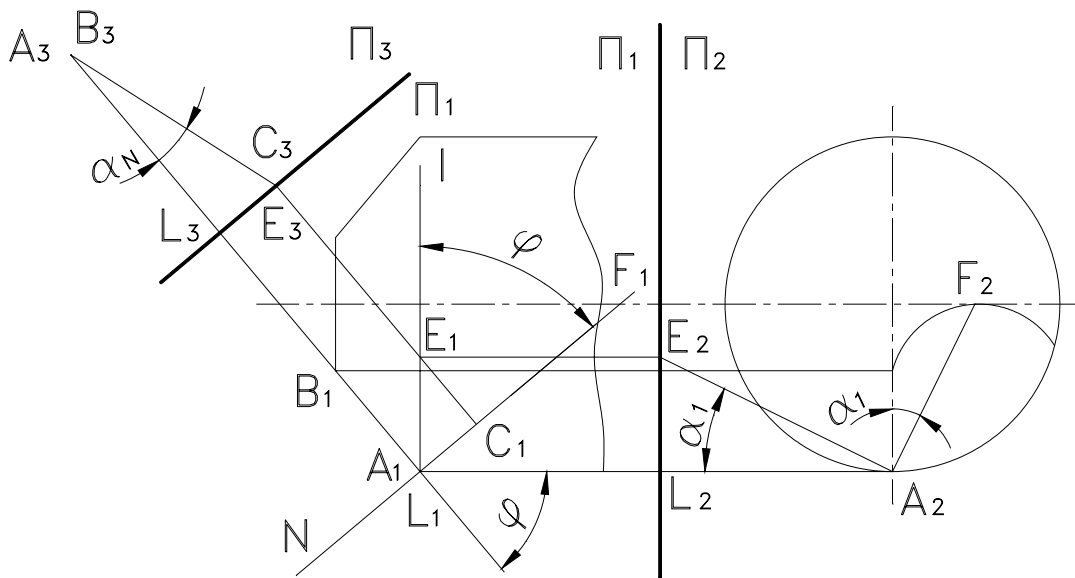


Рисунок 1 – Схема ріжучої частини зенкера

Знаючи проекції лінії АЕ в системі площин проєкцій Π<sub>1</sub>/Π<sub>3</sub>, за правилом зміни площин проєкцій знаходиться проєкція А<sub>2</sub>Е<sub>2</sub> лінії АЕ на площину Π<sub>2</sub>, положення якої визначає натуральну величину кута α<sub>1</sub>. Нормалю  $\overline{N_A}$  до задньої площини в точці А буде пряма АF<sub>1</sub>, положення якої в системі площин проєкцій Π<sub>1</sub>/Π<sub>2</sub> визначається величинами кутів φ і α<sub>1</sub>.

Розглядаючи графічне рішення будемо мати:

$$L_3 E_3 = A_3 L_3 \cdot \operatorname{tg} \alpha_N = A_1 C_1;$$

$$A_1 E_1 = \frac{A_1 C_1}{\cos \varphi} = \frac{A_3 L_3 \operatorname{tg} \alpha_N}{\cos \varphi} = E_2 L_2;$$

$$A_3 L_3 = A_2 L_2;$$

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{E_2 L_2}{A_2 L_2} = \frac{A_3 L_3 \operatorname{tg} \alpha_N}{A_3 L_3 \cos \varphi}.$$

Таким чином:

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\operatorname{tg} \alpha_N}{\cos \varphi}.$$

Визначенно кути установки універсально-заточувальної головки при заточці задньої площини зенкера. Універсально-заточувальна головка дозволяє повертати зенкер, що заточується, навколо трьох взаємоперпендикулярних осей при його установці щодо шліфувального круга (рис. 2). Кути повороту елементів універсально-заточувальної головки відповідно позначені θ<sub>В</sub>, θ<sub>Б</sub>, θ<sub>А</sub>.

У розглянутому випадку для простоти рішення можна замість реальних осей повороту використовувати рівнобіжні їм осі, що проходять через точку А. Відомо, що поворот системи навколо деякої осі може бути представлений як сума двох переміщень: повороту навколо рівнобіжної осі на той же кут і відповідне поступальне переміщення. Поступальне переміщення можна не враховувати, тому що воно буде наближати або видаляти зенкер, що заточується, від шліфувального круга. Цей рух можна компенсувати переміщенням столу заточувального верстата і ввести в дотик зенкер, що заточується, з шліфувальним кругом.

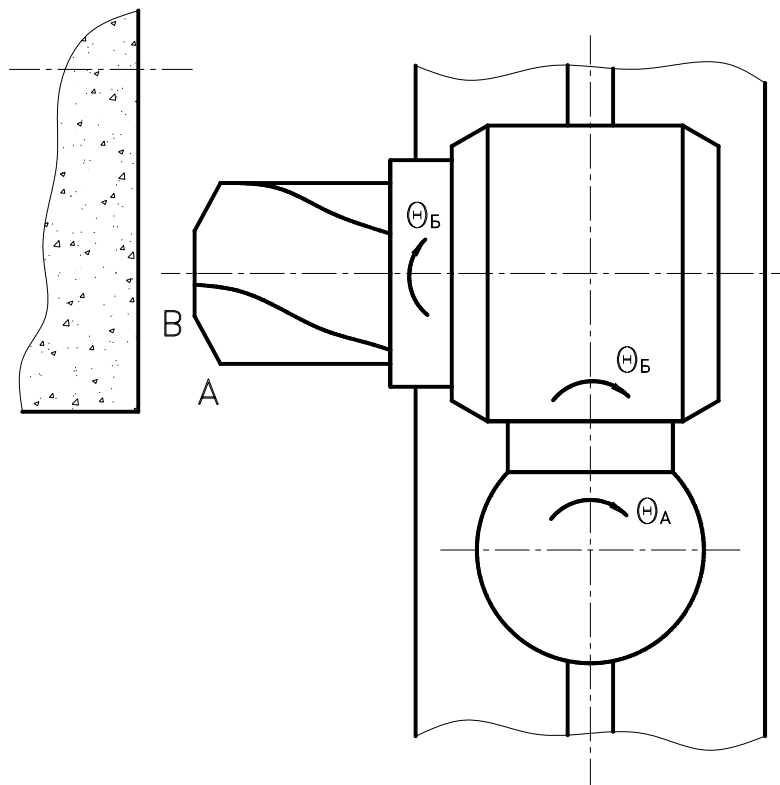


Рисунок 2 – Схема заточки зенкеру

Початкове положення зенкера, що заточується, обрано таким чином, що його ріжуча кромка АВ йде паралельно площині столу заточувального верстата, а вісь зенкера йде перпендикулярно робочій площині шліфувального круга, що розташовується перпендикулярно площині столу верстата.

Для одержання при заточці необхідних величин геометричних параметрів ріжучої частини необхідно зенкер встановити в таке положення, при якому площина, що заточується, була б рівнобіжна робочій площині шліфувального круга. При цьому нормаль  $\overline{N_A}$  до задньої площини повинна бути перпендикулярна робочій площині шліфувального круга. Визначимо кути установки універсально-заточувальної головки при

заточці зенкера, прийнявши кут повороту навколо осі В рівним нулю  $\theta_B=0$  (рис. 3).

У системі площин проєкцій  $\Pi_1/\Pi_2$  зображується нормаль АF до площини, що заточується, положення якої визначається величинами кутів  $\varphi$  і  $\alpha_1$ . Прийняти, що осі повороту проходять через точку А. Перпендикулярно площині  $\Pi_2$  розташовується вісь В, а перпендикулярно площині  $\Pi_1$  – вісь повороту А. Поворотом навколо осі В нормаль АF приводиться в горизонтальне положення рівнобіжне площині проєкцій  $\Pi_1$ . Кут повороту  $\theta_B$  навколо осі В буде рівним  $\theta_B = \alpha_1$ , і буде проєктуватися в нормальну величину на площину  $\Pi_2$ . Повернене положення нормалі буде АL.

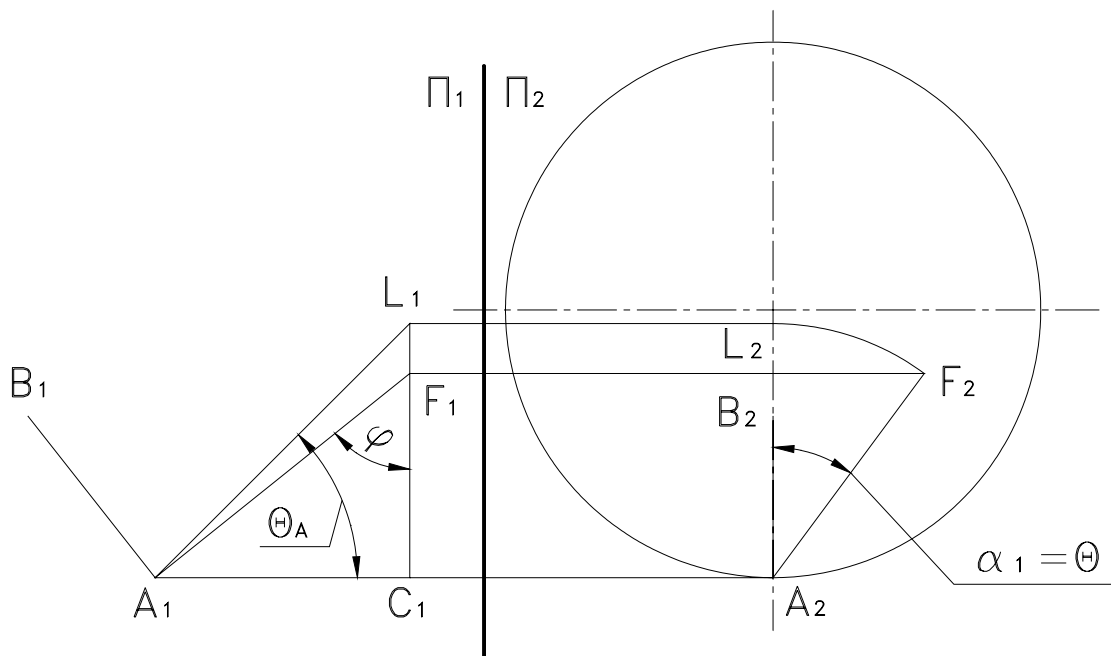


Рисунок 3 – Кути при заточці зенкера

Для того щоб нормаль АL привести в положення перпендикулярне робочій площині шліфувального круга її необхідно повернути на кут  $\theta_A$ , що у нормальну величину проєктується на площину  $\Pi_1$ . При цьому нормаль займе положення перпендикулярне площині проєкцій  $\Pi_2$ .

Розглядаючи графічне рішення, будемо мати:

$$\theta_B = \alpha_1 \quad \theta_B = 0$$

$$F_1C_1 = A_2F_2 \cdot \cos \alpha_1$$

$$A_1C_1 = F_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi = A_2F_2 \cdot \cos \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi$$

$$L_1C_1 = A_2F_2$$

$$\operatorname{tg} \theta_A = \frac{L_1 C_1}{A_1 C_1} = \frac{A_2 F_2}{A_2 F_2 \cdot \cos \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi}$$

Таким чином:

$$\operatorname{tg} \theta_A = \frac{\operatorname{ctg} \varphi}{\cos \alpha_1}$$

Визначимо кути установки універсально-заточувальної головки при заточенні задньої площини зенкера, прийнявши кут повороту  $\theta_B$  навколо осі В рівним нулю  $\theta_B=0$  (рис. 4). У системі площин проєкцій  $\Pi_1/\Pi_2$  зображується нормаль АF до площини, що заточується, відповідно із заданими величинами кутів  $\varphi$  і  $\alpha_1$ . Вводиться система площин проєкцій  $\Pi_1/\Pi_3$ . Площина  $\Pi_3$  розташовується перпендикулярно осі повороту Б. За правилом зміни площин проєкцій знаходиться проєкція  $A_3F_3$  нормалі до площини, що заточується, на площину  $\Pi_3$ . Поворотом навколо осі Б на кут  $\theta_B$  нормаль АF приводиться в положення рівнобіжне площини  $\Pi_1$  і займає положення прямої АL.

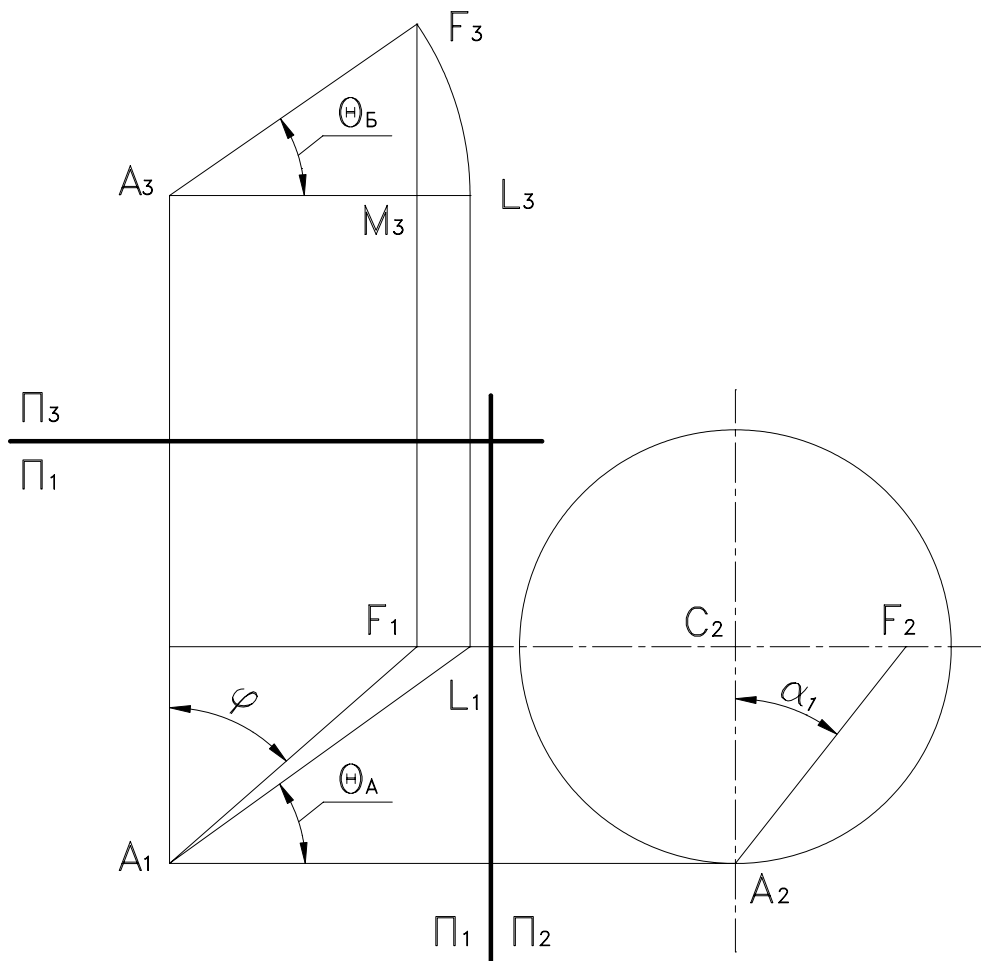


Рисунок 4

Для того щоб нормаль  $AL$  привести в положення перпендикулярне робочій площині шліфувального круга та установити перпендикулярно площині  $\Pi_2$  її необхідно повернути на кут  $\theta_A$ , що у нормальну величину проектується на площину  $\Pi_1$ .

Розглядаючи графічне рішення будемо мати:

$$C_2 F_2 = A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 = F_3 M_3$$

$$A_3 M_3 = A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi$$

$$A_3 L_3 = A_3 F_3 = \frac{A_3 M_3}{\cos \theta_B} = \frac{A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi}{\cos \theta_B}$$

$$\operatorname{tg} \theta_B = \frac{F_3 M_3}{A_3 M_3} = \frac{A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1}{A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi}$$

Звідси

$$\operatorname{tg} \theta_B = \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \operatorname{ctg} \varphi$$

$$\operatorname{tg} \theta_A = \frac{A_2 C_2}{A_3 L_3} = \frac{A_2 C_2 \cdot \cos \theta_B}{A_2 C_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi}$$

Таким чином:

$$\operatorname{tg} \theta_A = \operatorname{ctg} \varphi \cdot \cos \theta_B$$

Подібним чином можна визначити всілякі кути установки  $\theta_B$ ,  $\theta_{\text{Б}}$ ,  $\theta_A$  універсально-заточувальної головки, що забезпечує одержання на зенкері задніх геометричних параметрів. Задача визначення кутів установки багатозначна. Можна, наприклад, прийняти довільну величину кута установки  $\theta_B$ , визначити при цьому положення нормалі  $\overline{N_3}$  і при знайденому положенні нормалі, розраховувати кути установки  $\theta_{\text{Б}}$ ,  $\theta_A$ .

### **Висновки**

Вирішено задачу графічним шляхом визначення кутів установки  $\theta_B$ ,  $\theta_{\text{Б}}$ ,  $\theta_A$  універсально-заточувальної головки при заточці задньої площини зенкера з заданими геометричними параметрами ріжучої частини. На основі графічних рішень виведені аналітичні залежності для розрахунку кутів установки універсально-заточувальної головки при заточці задньої площини зенкера. Показано, що розглянута задача є різноманітною.

### **Література**

Равська Н.С., Мельничук П.П., Касьянов А.Г., Родін Р.П. Технологія інструментального виробництва. Житомир: ЖІТІ, 2001.-555с.

УДК 621.923

**Азарова Н.В., Матюха П.Г.**  
ДонНТУ, м. Донецьк, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ОДИНИЧНИХ ЗРІЗІВ ПРИ ПЛОСКОМУ ШЛІФУВАННІ З ВІБРАЦІЯМИ**

*Analysis of influence of radial oscillations of a grinding wheel on the thickness and length of cuts is performed.*

### **Вступ**

Одним з факторів, які впливають на ефективність процесу шліфування, є параметри одиничних зрізів, котрі, як відомо, визначають довжину кривої контакту абразивного зерна з деталлю, час цього контакту, глибину занурення абразивного зерна в оброблюваний матеріал, силу, необхідну для зрізання частки матеріалу абразивним зерном, роботу різання, а отже, і температуру, що виникає в зоні контакту абразивного зерна з оброблюваним матеріалом. У зв'язку з цим, розрахунок розмірів часток матеріалу, що зрізуються кожним зерном є одним із чинників, які необхідно враховувати при шліфуванні з керуванням параметрами рельєфу круга.

Формули для визначення розмірів одиничного зрізу пропонували багато дослідників. Однак при виводі відповідних аналітичних залежностей, наприклад в роботах [1, 2], відносні коливання системи «круг-деталь» не враховувалися, в той час, як під їх впливом буде змінюватися миттєва глибина різання, а отже й товщина та довжина зрізів, що утворюються, а також кількість одночасно ріжучих зерен. У роботі І.В. Голубева [3] на підставі рівнянь, що описують траєкторію руху абразивного зерна відносно деталі при круглomu зовнішньому шліфуванні, з урахуванням коливань системи «круг-деталь» визначена лише довжина дуги контакту, а визначення товщини зрізу відсутнє. Разом з тим, відомостей про вплив вібрацій і різновисотності зерен на параметри одиничних зрізів при плоскому шліфуванні в літературі немає, що вимагає додаткових досліджень.

Метою даної роботи є визначення товщини й довжини одиничних зрізів з урахуванням радіальних коливань при плоскому врізному алмазному шліфуванні.

### **Основна частина**

Для дослідження впливу параметрів радіальних коливань на кількість контактуючих зерен і форму одиничних зрізів при плоскому врізному шліфуванні нами була розроблена математична модель [4].

З урахуванням мети досліджень математична модель процесу врізного шліфування з вібраціями була доповнена відповідними блоками (рис. 1).

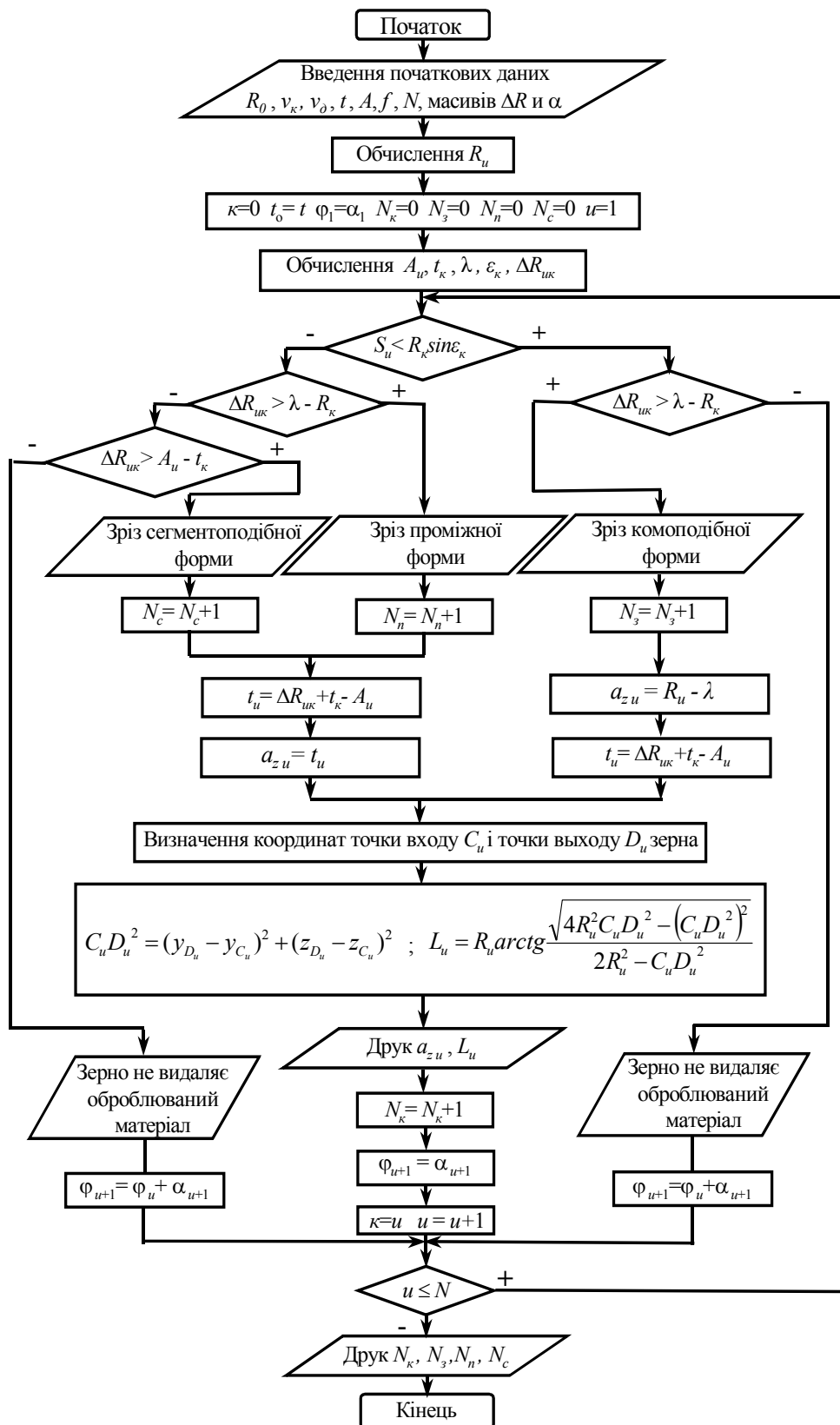


Рисунок 1 – Блок-схема узагальненої математичної моделі плоского візного шліфування з радіальними коливаннями осі круга



При моделюванні процесу плоского врізного шліфування з радіальними вібраціями прийняті наступні допущення:

- контакт зерна з оброблюваним матеріалом визначається контактом його вершини;
- форма деталі являє собою ідеальну площину;
- пружні деформації в системі «верстат-пристрій-інструмент-деталь» не враховуються.

Математична модель містить:

а) умови контактування різновисотно розташованих зерен і вплив на них параметрів радіальних вібрацій;

б) кінематичні умови існування різних форм зрізу з урахуванням параметрів радіальних вібрацій і різновисотності зерен;

в) залежності для визначення максимальної товщини й довжини одиничних зрізів [4] (методика визначення параметрів одиничних зрізів з урахуванням різновисотності зерен і вібрацій докладно викладена в роботі [5]).

Початкові дані математичної моделі:

$R_0$  – радіус шліфувального круга, мм;

$V_k$  – швидкість круга, м/с;

$V_d$  – поздовжня швидкість столу, м/хв;

$t$  – номінальна глибина шліфування, мм;

$A$  – амплітуда коливань осі шліфувального круга, мм;

$f$  – частота коливань, Гц;

$\Delta R$  – масив величин різновисотності зерен відносно найбільш виступаючого;

$\alpha$  – масив величин центральних кутів між зернами;

$N$  – число зерен у масиві.

Математична модель розроблена з використанням наступних позначень і розмірностей:

$k$  – індекс контактуючого зерна;

$u$  – індекс досліджуваного зерна;

$t_k$  – миттєва глибина шліфування при роботі контактуючого зерна, мм;

$t_u$  – миттєва глибина шліфування при роботі досліджуваного зерна, мм;

$\varepsilon_k$  – величина кута, що відповідає точці виходу контактуючого зерна з оброблюваного матеріалу, рад;

$\lambda$  – відстань від центра шліфувального круга до точки виходу контактуючого зерна з оброблюваного матеріалу, мм;

$R_k$  – радіус траєкторії контактуючого зерна, мм;

$R_u$  – радіус траєкторії досліджуваного зерна, мм;

$\Delta R_{uk}$  – різновисотність досліджуваного зерна  $u$  щодо контактуючого зерна  $k$ , мм;

$S_u$  – переміщення центра круга в горизонтальному напрямку, мм;

$A_u$  – переміщення центра круга у вертикальному напрямку, мм;

$a_{zu}$  – товщина зрізу, що видаляється досліджуванним зерном, мм;

$L_u$  – довжина зрізу, мм.

На друк виносяться наступні вихідні параметри:  $a_{zu}$ ,  $L_u$  – товщина й довжина зрізу, що видаляється досліджуванним зерном;  $N_k$  – число контактуючих зерен;  $N_z$  – число зрізів комоподібної форми;  $N_n$  – число зрізів проміжної форми;  $N_c$  – число зрізів сегментоподібної форми.

Змінні величини, що визначають умови контактування й форму зрізу, обчислюються за наступними залежностями [4]:

$$A_u = A \sin \frac{2\pi f R_u}{1000 V_k} \varphi_u ;$$

$$S_u = \frac{V_\partial R_k}{60 V_k} \varphi_u ;$$

$$\lambda = \sqrt{R_k^2 + A_u^2 + S_u^2 + 2(R_k - t_k)A_{yu} - 2S_u \sqrt{2R_k t_k - t_k^2}} ;$$

$$\varepsilon_k = \arctg \frac{\sqrt{2R_k t_k - t_k^2}}{R_k - t_k} ;$$

$$\Delta R_{uk} = \Delta R_k - \Delta R_u .$$

Тут  $\varphi_i$  – кут повороту шліфувального круга.

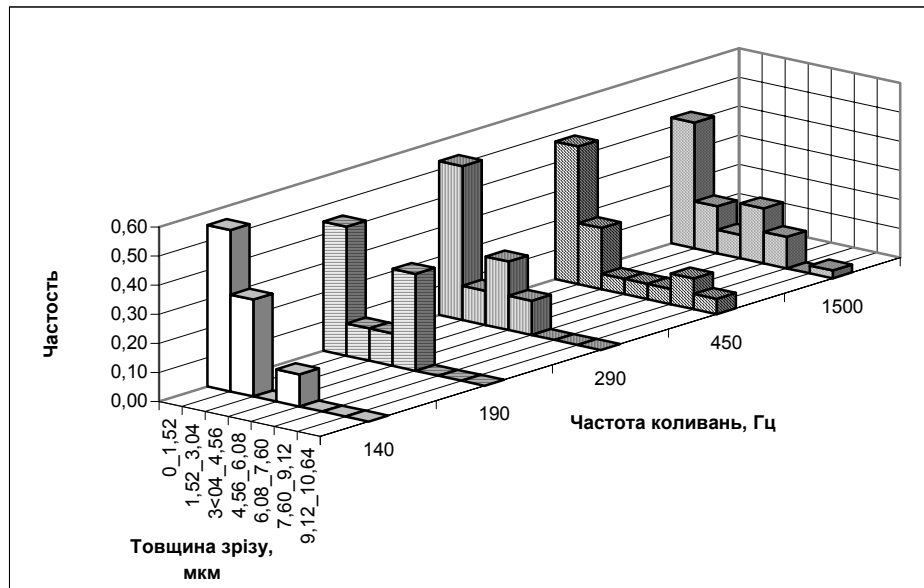
При дослідженні впливу частоти коливань на товщину й довжину одиничних зрізів у якості вихідних даних використані відомості про розташування зерен на поверхні шліфувального круга 1A1 250×16×75×5 AC6 160/125-4-M201 у повному перетині шліфувального круга площиною, перпендикулярної осі, після 30 хвилин плоского алмазно-іскрового шліфування штампової сталі X12Ф4М кругом зазначеної зернистості. Виміри рельєфу були виконані оптичним методом [2].

Режими обробки:  $V_k = 35$  м/с,  $V_\partial = 6$  м/хв,  $A=0,004$  мм. Номінальну глибину шліфування змінювали в межах  $t = 0,001; 0,005; 0,015$  мм, а частоту коливань –  $f = 45, 90, 140, 190, 290, 450, 1500$  Гц.

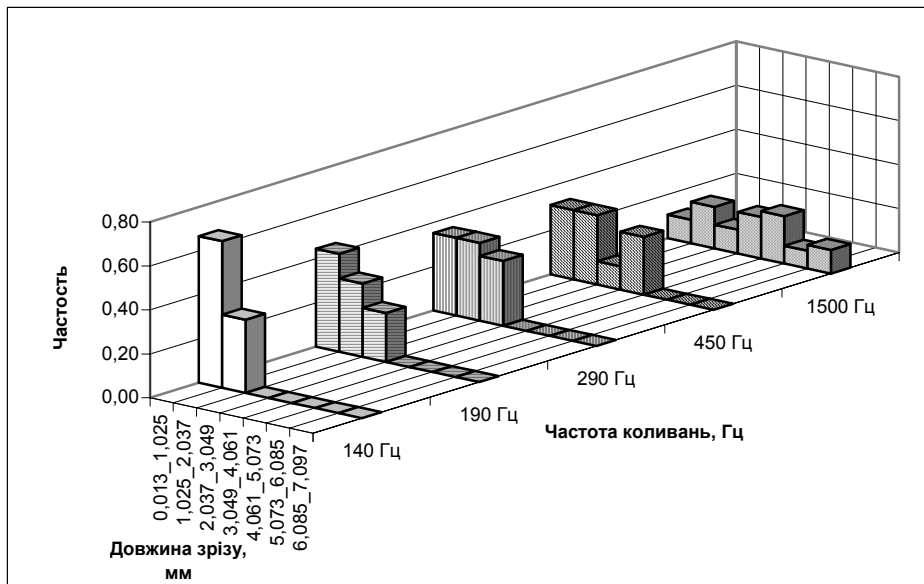
Результати розрахунків були піддані статистичній обробці, за якою:

- побудовані гістограми розподілів товщини й довжини одиничних зрізів;
- визначені математичне очікування й дисперсія досліджуваних параметрів.

На рисунку 2, як приклад, показані гістограми розподілів товщини зрізу (а) і довжини дуги контакту (б) при шліфуванні з номінальною глибиною  $t = 0,015$  мм.



а



б

Рисунок 2 – Вплив частоти радіальних коливань із амплітудою 4 мкм на розподіли товщини (а) і довжини (б) одиничних зрізів при плоскому врізному шліфуванні штампової сталі X12Ф4М кругом 1А1 250×16×75×5 АС6 160/125-4-М201 при номінальній глибині шліфування  $t = 0,015$  мм

На рисунку 3 показані статистичні оцінки розподілів для всього діапазону досліджень.

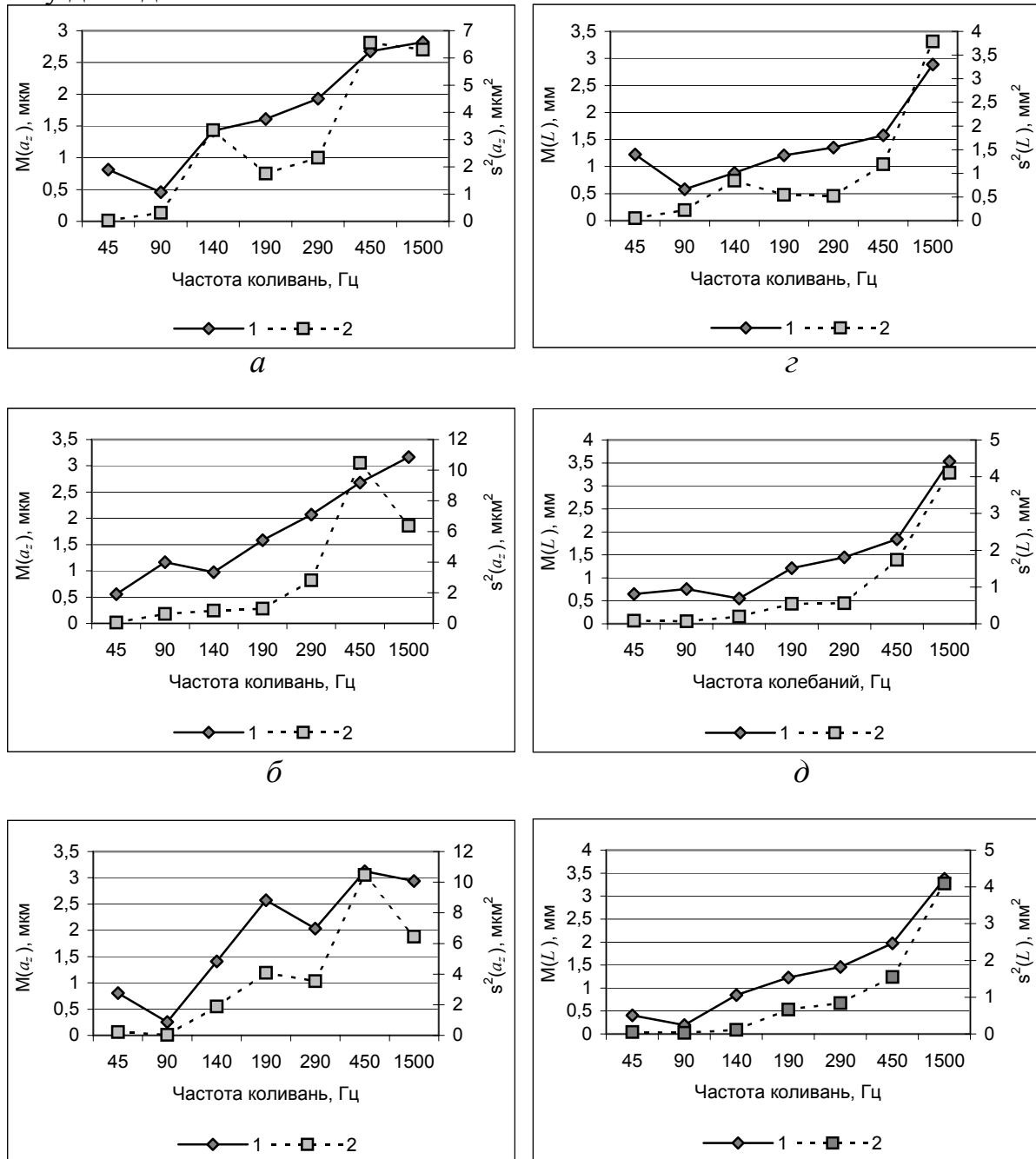


Рисунок 3 – Вплив частоти радіальних коливань із амплітудою 4  $\mu\text{m}$  на математичне очікування (1) і дисперсію (2) товщини (а, б, в) і довжини (z, д, е) одиничних зрізів при плоскому врізному шліфуванні штампової сталі X12Ф4М кругом 1A1 250×16×75×5 АС6 160/125-4-M201 при різній глибині шліфування  $t$ :

- $a, m - t = 0,001 \text{ mm}$ ;
- $\bar{b}, \bar{d} - t = 0,005 \text{ mm}$ ;
- $\bar{v}, \bar{e} - t = 0,015 \text{ mm}$

### **Висновки**

1 Математичне очікування товщини зрізу зі збільшенням частоти коливань збільшується, причому глибина шліфування впливає незначно на середню товщину зрізу. Аналогічно частота коливань впливає і на довжину зрізів.

2 Дисперсія розподілів товщини й довжини зрізів зі збільшенням частоти коливань збільшуються, причому на частотах понад 140 Гц це збільшення є більш інтенсивним. Це пояснюється тим, що із збільшенням частоти коливань зростає розбіжність значень товщини та довжини зрізів.

3 З огляду на описані зміни товщини зрізу, можна стверджувати, що при вібраціях з однаковою амплітудою навантаження на одиничні зерна зі збільшенням частоти коливань зростає. Крім того, чим вище частота коливань, тим більше зміни навантаження. Це в одному випадку може привести до нерівномірного зношування кола, в іншому – при шліфуванні з електроерозійними впливами в зоні різання – сприяти дробленню електричних імпульсів і поліпшенню умов їхнього ініціювання в тому випадку, коли розряд виникає в результаті замикання стружкою між електродного проміжку.

### **Література**

1 Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 316 с.

2 Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Дис.... докт. техн. наук: 05.03.01.– Донецк, 1996.– 456 с.

3 Голубев И.В. Круглое наружное шлифование со стабилизацией режущей способности токопроводящего инструмента электрическими разрядами: Дис... канд. техн. наук: 05.03.01. – М., 1985, - 269 с.

4 Матюха П.Г., Азарова Н.В. Влияние радиальных вибраций шлифовального круга на форму среза и число контактирующих зерен // Сверхтвердые материалы. – 2004. - №5. – С. 58-64.

5 Азарова Н. В. Определение параметров единичных срезов при плоском шлифовании с вибрациями с учетом разновысотного положения зерен / Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип. 71. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. – С. 9-16.

**УДК 621.9.025**

**Мироненко Е.В., Марчук Е.В., Аносов В.Л.**  
ДГМА, АО “НКМЗ” г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК СБОРНЫХ ФРЕЗ**

*In given article new designs of modular detachable cutters for heavy machine tools are considered. Questions of definition of rational design data of cutters are considered.*

### ***Введение***

Для современного производства характерна быстрая смена выпускаемой продукции при обеспечении её высокого качества и низкой себестоимости [1,2]. Режущий инструмент как продукция инструментальных заводов должен отвечать этому требованию. Производитель должен обеспечить своевременную замену конструкции на более эффективную. С точки зрения потребителей – машиностроительных предприятий инструмент должен быть приспособлен к гибкому производству, то есть обладать универсальностью и возможностью быстрой переналадки с обработки одной поверхности на обработку другой, с обработки одного материала на обработку другого. При фрезеровании наиболее важными проблемами являются вопросы, связанные с надежностью инструмента. Надежная работа инструмента в первую очередь зависит от прочности инструмента. Для обеспечения прочности инструмента на стадии проектирования целесообразно использовать компьютерные расчеты методом конечных элементов [3,4].

### ***Анализ результатов исследований***

Моделирование и расчет прочностных характеристик сборных фрез с учетом контактных нагрузок и сил трения производилось по методу конечных элементов. Режимы резания для данных инструментов определялись в соответствии с анализом условий функционирования режущего инструмента на основе данных банка. Силы резания рассчитаны по эмпирическим зависимостям, полученным экспериментальным путем. В качестве инструментария для моделирования конструкций и расчетов были использованы системы SolidWorks и CosmosWorks.

Для расчета приняты размеры торцевой фрезы: диаметр 140 мм, диаметр режущих пластин - 20 мм, число режущих зубьев 6 (рисунок 1). Режимы резания были определены для условий обработки стали X18H9T, глубина резания 4 мм, материал режущей пластинки BK8.

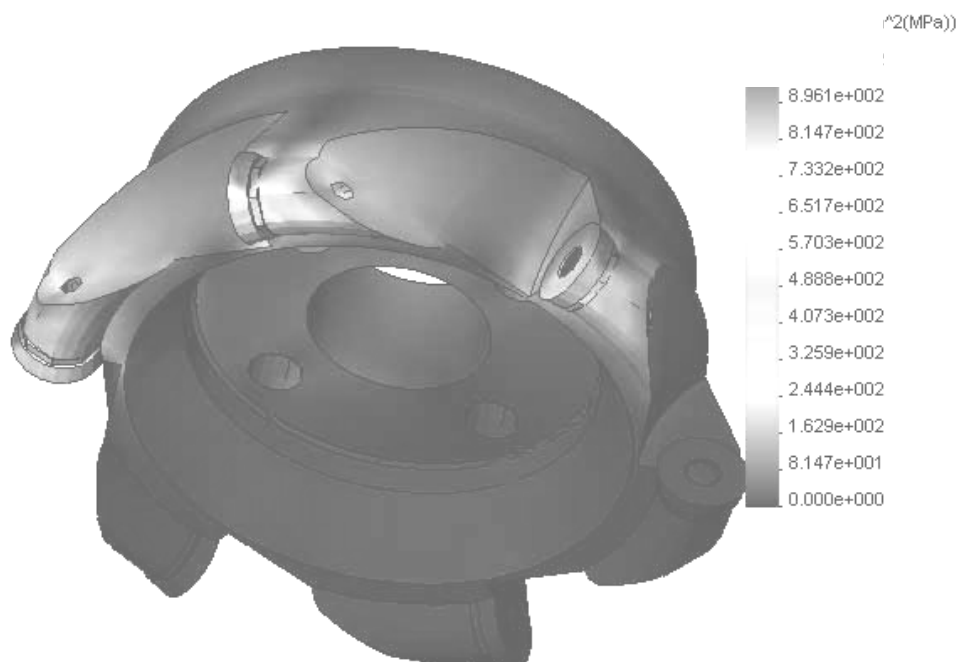


Рисунок 1 – Распределение эквивалентных напряжений торцевой фрезы.

На рисунке 2 представлен график зависимости величины максимальных эквивалентных напряжений на режущей кромке при разных величинах подачи.

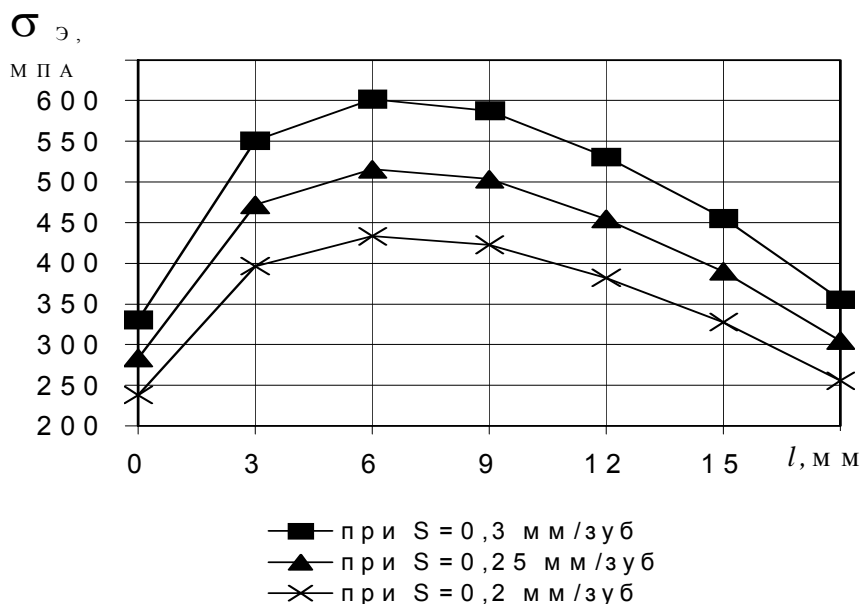


Рисунок 2 - Распределение величины эквивалентных напряжений по длине режущей кромки.

На рисунке 3 представлена конструкция дисковой фрезы. Отличительной особенностью фрезы является снижение общей деформации корпуса 1 при закреплении клиновым зажимом 2 всех режущих элементов 3. Для достижения этой цели в корпусе фрезы выполнен упорный выступ 4, который сопряжен с клином 2. В процессе закрепления упорный выступ 4 локализует нагрузку зажима режущего элемента. Исходные данные для расчета: диаметр фрезы 300 мм, ширина 18 мм, обработка стали X18H9T, материал режущей пластинки BK8.

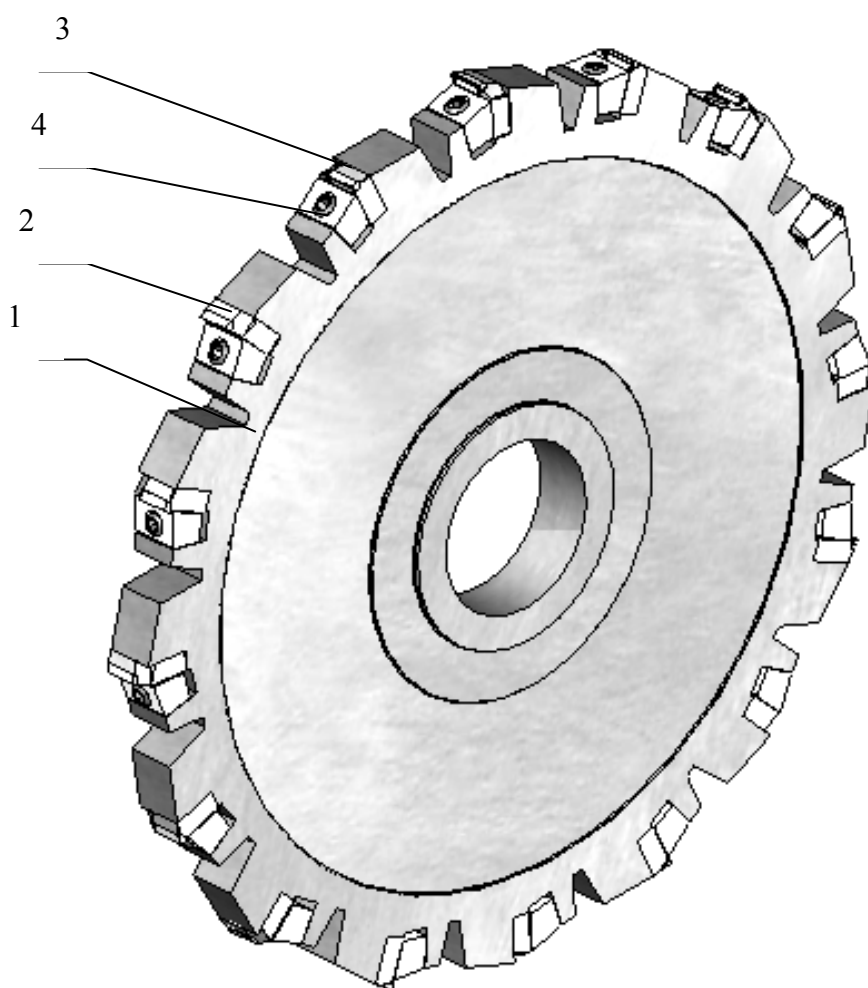


Рисунок 3 – Конструкция дисковой фрезы.

На рисунке 4 представлены распределения максимальных эквивалентных напряжений в режущей пластине при различных подачах.

Из анализа картин распределения эквивалентных напряжений  $\sigma_3$  сборных фрез видно, что наиболее нагруженными элементами конструкции зуба инструмента является режущее лезвие, примыкающее к вершине пластины, а также опорная поверхность корпуса.



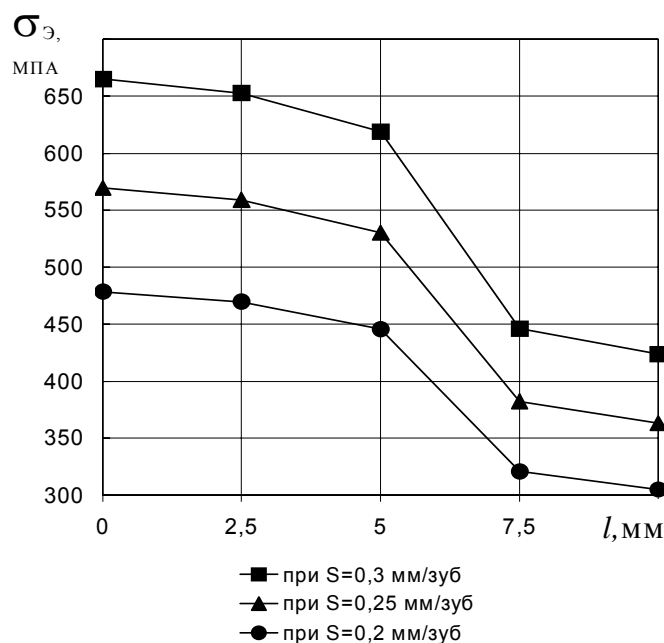


Рисунок 4 - Распределение величины эквивалентных напряжений по длине режущих кромок.

### ***Выводы***

Проведенные расчеты позволили получить данные о характере нагружения элементов инструмента, и были использованы при проектировании рассмотренных конструкций сборных фрез.

### **Литература**

- 1 Сборный твердосплавный инструмент./ Хаец Г.Л., Гах В.М., Гузенко В.С. и др.- М.: Машиностроение, 1989.- 256 с.
- 2 Теория проектирования инструмента и ее информационное обозначение: маркетинг, квалиметрия, надежность, оптимизация //Хаец Г.Л., Гузенко В.С., Мироненко Е. В. и др. – Краматорск: ДГМА, 1994. – 370с.
- 3 Гузенко В.С., Миранцов Л.М. Влияние конструктивных параметров на напряженно-деформированное состояние режущих пластин // Надежность режущего инструмента - Краматорск: ДГМА, Вып. 4, 1991.- С. 61-72.
- 4 Гузенко В.С., Билык Г.Б., Веремей О.В., Миранцов С.Л. Программный комплекс для расчета и моделирования напряжений методом конечных элементов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип. 9 - Краматорськ: ДДМА, 1999 – С 23-28.

УДК 621.951

**Вовк В.В., Балушок К.Б.**

НТУУ "КПІ" г. Київ, ОАО "Мотор Сич", г. Запорож'є, Україна

## **ЗАГРУЗКА РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ФАСОННЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ**

*In the paper are considered the problems of loading of a cutting part of shaped end hobs. Are obtained the relations for determination of width of a shear in any point of a cutting edge were on investigated angel of contact and the arbitrary position of the axes of the hob.*

### ***Введение***

Загрузка режущих кромок является одним из основных параметров, определяющих работоспособность режущего инструмента.

Характеристиками загрузки режущей кромки являются значения скорости резания и толщины срезаемого материала, которые меняются вдоль режущей кромки. Определение изменения скорости резания вдоль режущей кромки фасонной фрезы не представляет никаких трудностей. В то же время в литературе приведены зависимости для определения толщины среза для инструментов работающих с осевой подачей и подачей, перпендикулярной оси инструмента. Эти зависимости являются частными для определения толщины среза фасонной фрезы, поскольку при обработке такими инструментами положение оси фрезы относительно рабочей плоскости в процессе резания может изменяться. Следовательно, необходимо решить задачу определения изменения толщины среза при произвольном положении оси фрезы. Известно, что толщина среза в основном определяется углом в плане, который при таком виде обработки будет меняться и также зависеть от положения оси фрезы. Следовательно, необходимо также решить задачу определения изменения угла в плане вдоль режущей кромки.

### ***Определение максимальной толщины среза фасонной концевой фрезы***

Концевое фрезерование характеризуется тем, что угол контакта зуба фрезы с обрабатываемой поверхностью может изменяться от 0 до 180°, а в работе могут находиться одновременно несколько зубьев. Траекториями движения точек режущей кромки являются удлиненные циклоиды, которые при расчетах упрощаются до окружностей радиуса  $R$ , смещенных на величину подачи на зуб  $S_z$  для каждого зуба фрезы в направлении подачи. Согласно с [1] толщина срезаемого слоя – это длина нормали к поверхности резания, проведенной через рассматриваемую точку режущей кромки, ограниченная сечением срезаемого слоя. Поскольку скорость главного движения резания значительно больше скорости подачи при обработке фасонными концевыми фрезами, то скоростью подачи можно пренебречь, и тогда толщину среза можно определить как длину нормали к поверхности

главного движения, в рассматриваемой точке режущей кромки, которая будет совпадать с нормалью к статической плоскости резания.

Толщина среза фасонных фрез изменяется вдоль режущей кромки и зависит от угла контакта с заготовкой. Наибольшее значение толщина среза имеет в случае когда направления скорости резания и скорости подачи перпендикулярны друг другу. Исходя из значения максимальной толщины среза может быть определена толщина среза любой точки режущей кромки, находящейся на интересующем угле контакта.

Определим максимальную толщину среза в любой точке режущей кромки при произвольном направлении подачи, определяемом углом  $\beta$  (рис. 1).

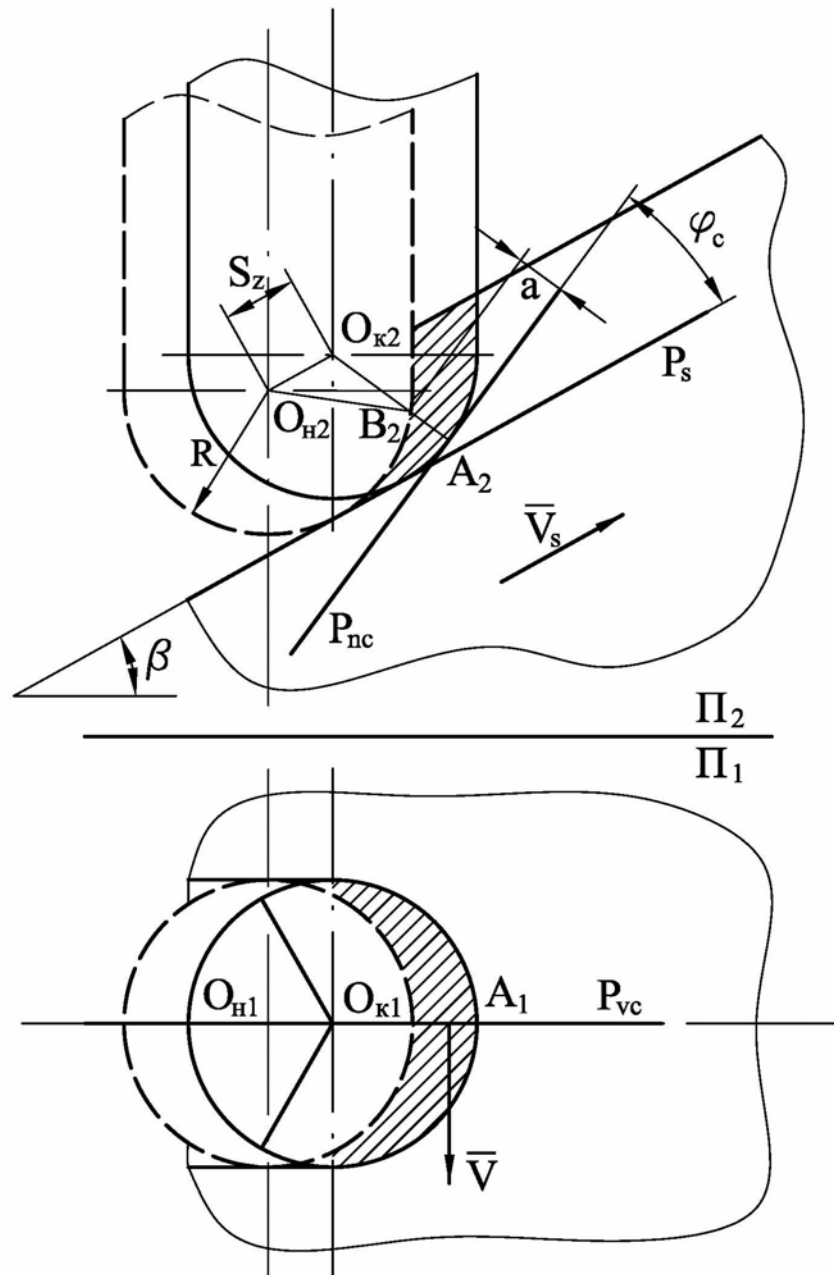


Рисунок 1 – Определение толщины среза фасонной концевой фрезы

Для определения толщины среза изображаем начальное положение фрезы и последующее, которое займет фреза при повороте на угол между соседними зубьями фрезы, сместившись при этом на величину  $S_z$  в направлении подачи. Определим толщину среза в произвольной точке А режущей кромки. В этой точке вектор скорости резания перпендикулярен отрезку  $O_kA$  и в истинную величину проецируется на плоскость проекций  $\Pi_1$ . Следовательно, статической основной плоскостью  $P_{vc}$  в точке А будет плоскость, параллельная плоскости проекций  $\Pi_2$ . Перпендикулярно плоскости проекций  $\Pi_2$  через проекцию касательной к режущей кромке в рассматриваемой точке проводим плоскость, которая является статической плоскостью резания  $P_{nc}$  в точке А режущей кромки. Построим рабочую плоскость  $P_s$ , которая пройдет через вектор скорости резания и вектор подачи, и будет перпендикулярна плоскости проекций  $\Pi_2$  и параллельна направлению вектора подачи. Угол между плоскостями  $P_{nc}$  и  $P_s$  будет статическим углом в плане  $\varphi_c$  в рассматриваемой точке А режущей кромки. Толщиной среза в точке А будет отрезок  $AB$  нормали  $AO_k$  к статической плоскости резания, ограниченный сечением срезаемого слоя.

Рассмотрим треугольник  $O_{k2}O_{h2}B_2$ , у которого:

$$O_{h2}O_{k2} = S_z, O_{h2}B_2 = R, \angle O_{h2}O_{k2}B_2 = 90^\circ + \varphi_c$$

По теореме косинусов:

$$O_{h2}B_2^2 = O_{h2}O_{k2}^2 + O_{k2}B_2^2 - 2 \cdot O_{h2}O_{k2} \cdot O_{k2}B_2 \cdot \cos(90^\circ + \varphi_c)$$

$$R^2 = S_z^2 + O_{k2}B_2^2 - 2 \cdot S_z \cdot O_{k2}B_2 \cdot \cos(90^\circ + \varphi_c)$$

Решением данного уравнения будет:

$$O_{k2}B_2 = S_z \cdot \cos(90^\circ + \varphi_c) \pm \sqrt{S_z^2 \cos^2(90^\circ + \varphi_c) - S_z^2 + R^2}$$

Тогда толщина среза  $a$  в точке А режущей кромки:

$$a_m = B_2A_2 = O_{k2}A_2 - O_{k2}B_2$$

$$a_m = R - S_z \cdot \cos(90^\circ + \varphi_c) - \sqrt{S_z^2 \cos^2(90^\circ + \varphi_c) - S_z^2 + R^2}$$

$$a_m = R + S_z \cdot \sin \varphi_c - \sqrt{S_z^2 \sin^2 \varphi_c - S_z^2 + R^2} \quad (1)$$

Полученная формула (1) по сравнению зависимостями, с приведенными в литературе, позволяет рассчитать максимальную толщину среза фасонной концевой фрезы в любой точке режущей кромки при всевозможных направлениях подачи. В частности, при  $\beta = 90^\circ$  толщина среза фасонной фрезы рассчитывается как для осевого инструмента, а при  $\beta = 0^\circ$  - как для торцовой фрезы.

Следовательно, изменение максимальной толщины среза вдоль режущей кромки фасонной фрезы радиуса  $R$  вызвано изменением

статического угла в плане  $\varphi_c$ , который в свою очередь определяется геометрией режущей части и значением угла  $\beta$ .

Поскольку для нахождения толщины среза необходимо знать статический угол в плане  $\varphi_c$  при направлении подачи, определяемом углом  $\beta$ , ставится задача его определения.

### **Определение статического угла в плане**

В работе [2] приведена зависимость для определения статического угла в плане  $\varphi_{c1}$  для случая, когда рабочая плоскость параллельна оси фрезы, т.е. инструмент работает с осевой подачей.

$$\operatorname{tg} \varphi_{c1} = \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \mu,$$

где  $\varphi$  - инструментальный угол в плане в рассматриваемой точке режущей кромки;

$\mu$  - угол, определяющий направление скорости резания в рассматриваемой точке режущей кромки.

Считая угол  $\varphi_{c1}$  известным, искомый статический угол в плане  $\varphi_c$  (рис. 2) может быть найден по следующей зависимости:

$$\varphi_c = 90^\circ - (\varphi_{c1} + \beta)$$

Следовательно, статический угол в плане определяется значениями инструментального угла в плане, а также углами  $\mu$  и  $\beta$ .

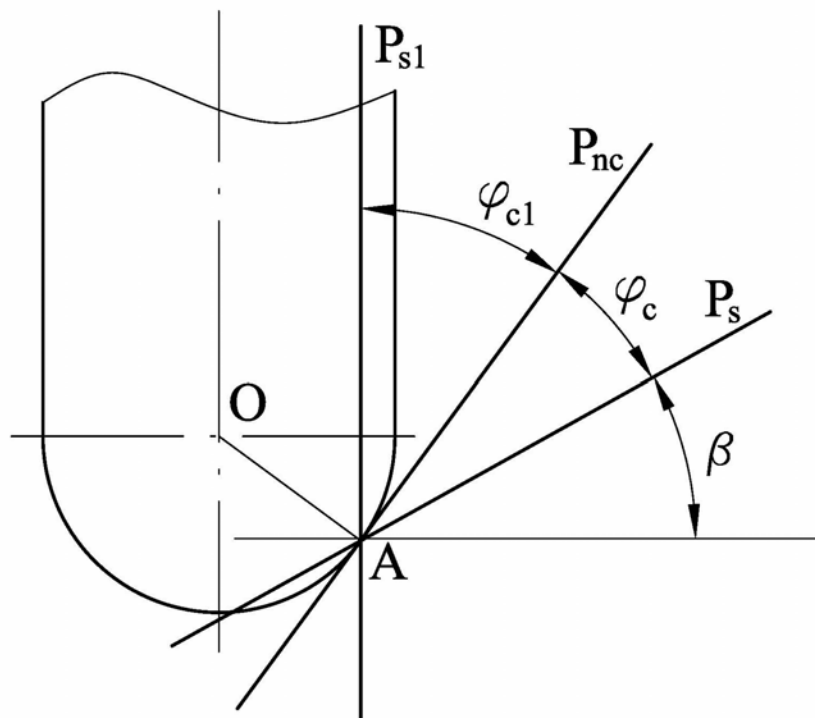


Рисунок 2 – Определение статического угла в плане

**Определение изменения толщины среза вдоль режущей кромки при произвольном положении зуба фрезы на дуге контакта с заготовкой**

Для расчета усилий резания кроме максимальной толщины среза большой интерес представляет также изменения толщины среза в зависимости от расположения зуба на дуге контакта, задаваемого углом  $\theta$ , позволяющие рассчитать изменение толщины среза вдоль режущей кромки при произвольном положении зуба фрезы.

Так в работе [3] показано, что для цилиндрических фрез между толщиной среза и подачей на зуб применима синусоидальная связь, пригодная как к встречному, так и попутному фрезерованию:

$$a_{\theta} = S_z \cdot \sin \theta$$

где  $\theta$  - угол, определяющий положение зуба фрезы на дуге контакта.

Для фасонных концевых фрез эта зависимость может быть записана через максимальную толщину среза (1) в следующем виде:

$$a_{\theta} = a_m \cdot \sin \theta$$

По этой формуле можно рассчитать изменение толщины среза фасонной концевой фрезы с режущей кромкой, которая лежит в осевой плоскости, т.е. все точки режущей кромки находятся на одном и том же угле  $\theta$ .

Для фасонной концевой фрезы с криволинейной режущей кромкой, положение произвольной точки режущей кромки может быть найдено через известный угол  $\theta$  и угол  $\mu_A$ , определяющий направление скорости главного движения в рассматриваемой точке А (рис. 3).

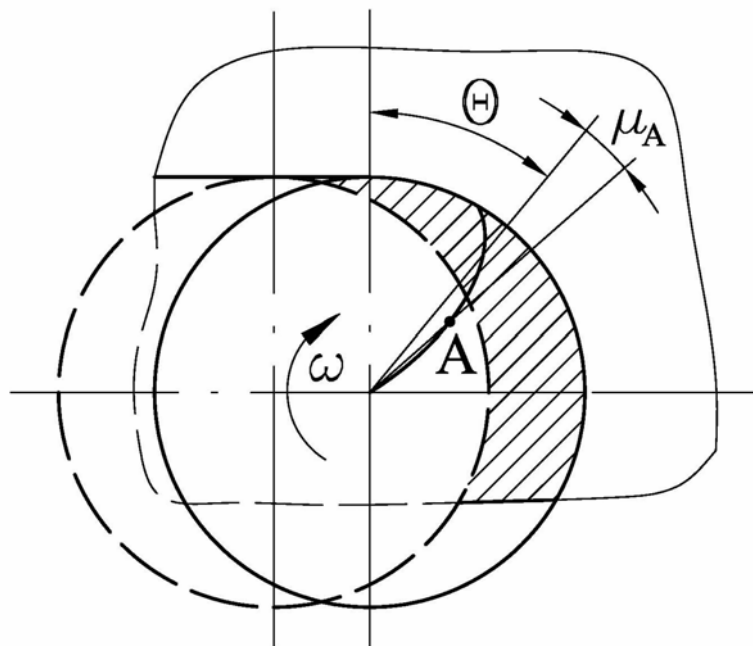


Рисунок 3 – Определение положения точек криволинейной режущей кромки фасонной концевой фрезы по известному углу  $\theta$

Тогда толщина среза  $a_{\theta_i}$  в произвольной точке режущей кромки в зависимости положения зуба на дуге контакта, определяемого углом  $\theta$  запишется в следующем виде:

$$a_{\theta_i} = a_{mi} \cdot \sin(\theta + \mu_i)$$

где  $a_{mi}$  - максимальная толщина среза для рассматриваемой точки режущей кромки, рассчитанная по формуле (1);

$\mu_i$  - угол определяющий направление скорости резания в рассматриваемой точке режущей кромки.

Следовательно, толщина среза в произвольной точке режущей кромки определяется значением максимальной толщины среза этой точки режущей кромки, а также углом контакта инструмента с заготовкой.

### **Выводы**

В статье приведены зависимости, позволяющие определить изменение толщины среза вдоль режущей кромки при произвольных положении оси фрезы и угла контакта с заготовкой. Показано, что изменение толщины среза вдоль режущей кромки вызвано изменением статического угла в плане, который в свою очередь определяется геометрией инструмента и его расположением относительно направления подачи. Приведенные зависимости служат основой для анализа загрузки фасонных фрез и аналитического определения сил резания.

### **Литература**

1. ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий.
2. Равская Н.С., Николаенко Т.П., Вовк В.В. Геометрия передней поверхности фасонных концевых фрез // Вестник НТУУ "КПИ", Машиностроение - №45, 2005 г., с. 83-86.
3. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Силы резания и методы их определения. Часть 2. Расчет сил резания при различных видах обработки. – Курган: КМИ, 1995, с. 36-39.

## РАЗДЕЛ 2

### Эксплуатация и упрочнение инструмента

УДК 621.9

**Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Наконечный Н.Ф.**  
НТУ «ХПИ», Харьков, Украина

#### **ФОРМИРОВАНИЕ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА С ОРИЕНТИРОВАННЫМИ ЗЕРНАМИ НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ**

*Questions of forming diamond-abrasive tool with oriented grains in an abrasive layer are considered. Results 3D modelling of a tool working surface are submitted and the analysis of an performance capabilities of regulating statistical characteristics of distribution of grains tops on a working surface is lead by their unidirectional orientation.*

В известных работах [11, 25] направленная ориентация зерен в абразивном слое используется для повышения режущей способности алмазно-абразивного инструмента.

Ориентация алмазно-абразивных металлизированных (предварительно покрытых металлом) зерен в абразивной массе осуществляется благодаря их способности ориентироваться в магнитном поле вдоль магнитных силовых линий [2, 10, 15]. Экспериментальные работы [1] по определению оптимальных степени металлизации (толщины покрытия) ориентированных зерен и характеристик рельефа кругов на их основе направлены на реализацию режущего потенциала алмазно-абразивных зерен.

Предлагаются различные способы ориентации зерен: с помощью наложения одного [24] или двух [23] постоянных магнитных полей; одного постоянного и одного переменного затухающего магнитного поля, направленного перпендикулярно первому [22]. Для обеспечения лучшей ориентации зерна их предварительно намагничивают [24] или используют специальные добавки с магнитными свойствами как в металлическое покрытие зерен [20], так и в состав шихты связки [19, 21]. Для создания условий лучшей подвижности зерен при действии магнитного поля в связку круга временно вводят смазывающий компонент (воск или парафин) [18]. Дополнительно для обеспечения сохранения заданной ориентации зерен перед спеканием круга задают необходимое направление подачи шихты при экструдировании [16, 17].

Экспериментальные исследования кругов с ориентированными зернами подтвердили эффективность такого подхода. В работах [1, 2, 10, 17] отмечено существенное снижение удельного расхода алмазных зерен (20-30 %) при некотором увеличении производительности обработки по сравнению с кругами, имеющими произвольное ориентирование зерен.

Экспериментальные исследования, при всей их практической важности,



не позволяют оценить степень влияния ориентации зерен в абразивном слое на статистические характеристики. Исследовать данный аспект проблемы представляется возможным лишь методами компьютерного моделирования.

В качестве методологической основы использовалось объектно-ориентированное статистическое 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов [4, 5, 7]. В данной статье изложены результаты изучения регулирования статистических характеристик распределения вершин зерен на рабочей поверхности путем однонаправленной ориентации алмазно-абразивных зерен шлифовального круга.

Оценка влияния однонаправленной ориентации зерен на статистические характеристики распределения вершин зерен выполнялась в разработанной авторами ранее системе 3D моделирования алмазно-абразивных кругов [5], для этого на этапе формирования размеров зерен в навеске, была добавлена возможность ориентации зерен по глубине абразивного слоя (ось  $Y$ ). Суть подхода состоит в том, что максимальный размер зерна при генерировании размеров  $d_x, d_y, d_z$  (по заданному статистическому закону распределения) присваивается параметру  $d_y$ .

С целью обеспечения сравнительного анализа параметров закона распределения размеров зерен для набора зернистостей алмазно-абразивных порошков, была применена статистическая параметризация [6, 9]. Параметризация осуществлялась модификацией параметров закона распределения с приведением их к следующим:  $a_0$  - характеристический размер абразивных зерен - первая цифра в обозначении зернистости (для шлифпорошков - размер верхнего сита в свету, микропорошков и субмикропорошков - полусумма максимальных размеров проекции зерна основной фракции);  $k_m = E / a_0$  - коэффициент расположения математического ожидания  $E$  относительно характеристического размера  $a_0$ ;  $k_v = s / E$  - коэффициент вариации (отношение среднеквадратического отклонения  $s$  к математическому ожиданию  $E$ ) [6, 9].

Плотность распределения вершин зерен на рабочей поверхности определяется статистическими характеристиками размеров зерен по глубине абразивного слоя [7, 4], которые в свою очередь зависят от зернового состава навески [8]. Поэтому для сравнительного анализа возможностей направленной ориентации во взаимосвязи с зерновым составом навески целесообразно рассматривать распределение размеров зерен по глубине абразивного слоя.

Влияние однонаправленной ориентации зерен на изменения статистических характеристик распределения размеров зерен по глубине абразивного слоя и соответственно вершин на рабочей поверхности инструмента зависит от коэффициента вариации размеров зерен  $k_v\{d_3\}$ . Для оценки возможностей направленной ориентации выполнялось модельное исследование влияния  $k_v\{d_3\}$  на статистические характеристики максимальных размеров зерен  $d_{\max} = \text{MAX}(d_x, d_y, d_z)$ , где  $d_x, d_y, d_z$  - размеры зерен по осям  $X, Y, Z$ . Такое исследование позволяет получить обобщенные оценки для всех зернистостей, что создает основу для рационального

сочетания требований на зерновой состав навески с применением направленной ориентации для наиболее эффективного регулирования статистических характеристик рабочей поверхности кругов.

Исследования зависимости  $k_m\{d_{\max}\}$ ,  $k_v\{d_{\max}\} = f(k_v\{d_3\})$  выполнялись по следующей схеме:

1. Формировалась навеска с заданным количеством зерен – 100 000 шт. (количество выбиралось из соображений обеспечения репрезентативности статистических выводов), принятая модель зерна – трехосный эллипсоид с независимым распределением размеров по логарифмически-нормальному закону (теоретическое предположение А.Н. Колмогорова о логарифмически-нормальном законе распределения размеров частиц при дроблении приведено в [13]), модифицированные параметры распределения размеров зерен  $d_x, d_y, d_z$  приняты такие –  $a_0 = 100$  мкм.,  $k_m = 1.00$ ,  $k_v$  задавали в интервале 0.05 – 0.575 с шагом 0.05 (т.е. диапазон значений характерный для шлифпорошков и микропорошков).

2. Выполнялся статистический анализ значений максимального размера зерен  $d_{\max} = \text{MAX}(d_x, d_y, d_z)$  с определением  $k_m\{d_{\max}\}$ ,  $k_v\{d_{\max}\}$  (рис. 1).

3. Выполнялись корреляционный и регрессионный анализ полученных в п. 2. отношений в соответствии с общепринятыми методиками [3, 12, 14].

В результате регрессионного анализа были получены следующие зависимости:

– для коэффициента расположения среднего значения  $d_{\max}$  относительно характеристического размера зернистости  $a_0$  (относительная средняя ошибка аппроксимации  $\Delta_{\text{rel\_mean}} = 0.99$  %)

$$k_m\{d_{\max}\} = k_m\{d\} [2.126 - 1.163 \exp(-k_v\{d\})], \quad (1)$$

– для коэффициента вариации ( $\Delta_{\text{rel\_mean}} = 1.4$  %)

$$k_v\{d_{\max}\} = k_v\{d\} / (1.014 k_v\{d\} + 1.33). \quad (2)$$

Уравнения регрессии (1), (2) обеспечивают достаточно малую ошибку аппроксимации, делая возможным их использование для расчета статистических характеристик распределения ориентированных вершин зерен на рабочей поверхности кругов.

На рис. 1 представлены экранные формы и результаты статистического анализа размеров зерен. Распределения минимальных, средних и максимальных размеров зерен описываются логарифмически-нормальным законом (с минимальной погрешностью аппроксимации эмпирического распределения теоретическим). Погрешность аппроксимации для максимальных размеров зерен –  $\Delta_{\text{rel}} = 6.59$  %, которую в сравнении с полученной в [4, 7] можно признать несущественной. Такая величина погрешности позволяет утверждать, что законы распределения вершин зерен для вариантов случайной и однонаправленной ориентации подобны. Такое утверждение не противоречит статистической схеме формирования вершин зерен на рабочей поверхности инструмента [4, 7]. Статистическая схема

законa распределения вершин зерен основана на композиции законов распределений размеров зерен по глубине абразивного слоя (логарифмически-нормального) и центров зерен (равномерного).

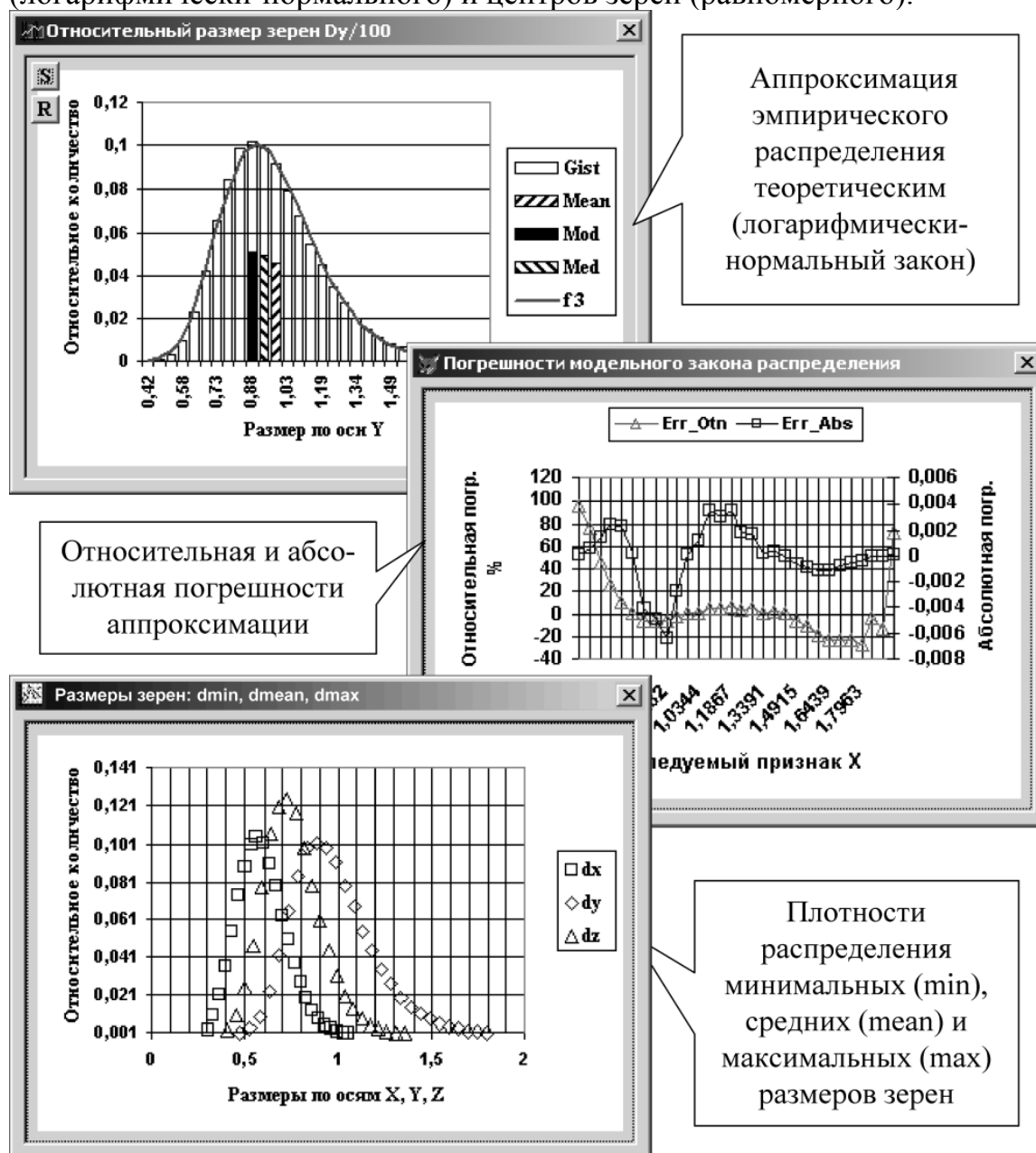


Рисунок 1 – Статистический анализ распределения максимальных размеров зерен для алмазного шлифпорошка 100/63

На рис. 2 приведены статистические характеристики распределения размеров зерен по глубине абразивного слоя для кругов со случайной и однонаправленной ориентацией для всех зернистостей шлифпорошков (рис. 2а) и микропорошков (рис. 2б). Это позволяет визуально произвести сравнительный анализ влияния исходных статистических характеристик размеров зерен навески на полученные в результате направленной

орієнтації. Пример соответствует стандартным зернистостям (ДСТУ 3292-95). Однонаправленная ориентация позволяет увеличить среднее значение и

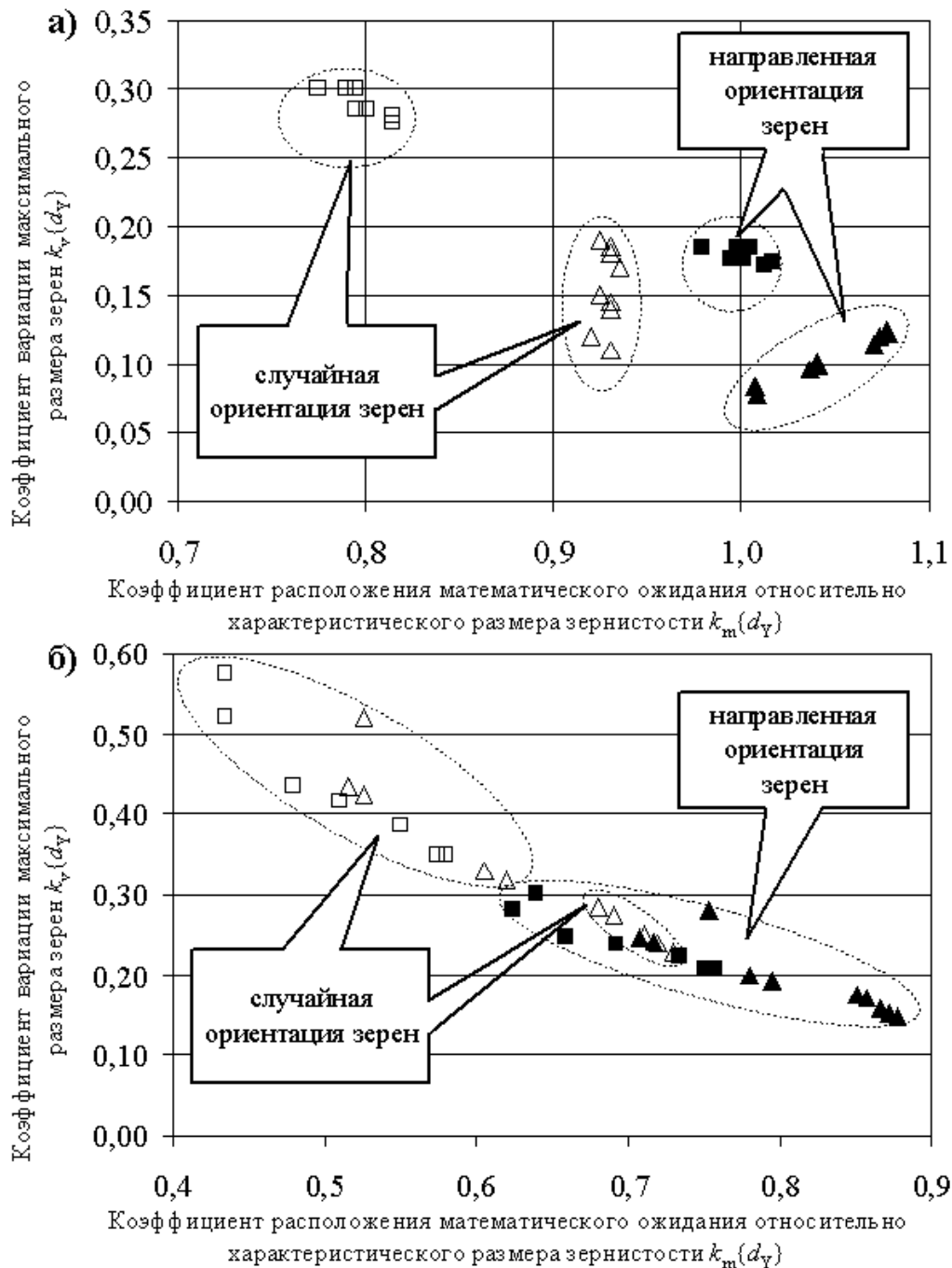


Рисунок 2 – Параметры распределения размеров зерен по глубине абразивного слоя для шлиф- и микропорошков по ДСТУ 3292-95 (модель зерен - трехосный эллипсоид с независимым распределением размеров зерен по логарифмически-нормальному закону):

- а – шлифпорошок узкого ( □ ) и широкого ( □ ) диапазона зернистостей;
- б – микропорошок узкого ( □ ) и широкого ( □ ) диапазона зернистостей.

уменьшить коэффициент вариации распределения высоты выступания зерен от уровня поверхности связки. Для шлифпорошков увеличение средней высоты выступания вершин зерен  $k_m$  составляет 8–26 % и уменьшение коэффициента вариации  $k_v$  на 31–39 %. Для микропорошков характерно более существенное увеличение  $k_m$  - 20–47 % и уменьшение  $k_v$  - 36–48 %. Однонаправленная ориентация для кругов на основе шлифпорошков широкого диапазона зернистостей позволяет получить коэффициент вариации характерный для узкого диапазона, при большем значении средней высоты выступания. Для микропорошков широкого диапазона зернистостей получаем  $k_m$  и  $k_v$  характерные для узкого диапазона.

Таким образом, как для шлиф- так и для микропорошков предпочтительным является использование узкого диапазона зернистостей позволяющих получить наибольшее среднее значение размеров зерен по глубине абразивного слоя  $d_Y$  с несущественно меньшим коэффициентом вариации  $d_Y$ . Соответственно распределение вершин зерен будет иметь большую среднюю высоту выступания зерен  $y_{BC}$  и меньшее значение коэффициента вариации  $y_{BC}$ .

На рис. 3. представлены плотности распределения высоты выступания вершин зерен  $y_{BC}$  для алмазно-абразивных кругов со случайной и однонаправленной ориентацией зерен. Примеры плотности распределения  $y_{BC}$  приведены для двух зернистостей шлифпорошков: 100/80 ( $k_m\{d\} = 0.935$ ,  $k_v\{d\} = 0.170$ ) и 100/63 ( $k_m\{d\} = 0.775$ ,  $k_v\{d\} = 0.300$ ). Из анализа приведенных графиков можно заключить, что распределение вершин однонаправленных зерен имеет большую плотность распределения на уровне наиболее выступающих вершин по сравнению с исходным распределением, тем самым, подтверждая экспериментальные данные [2].

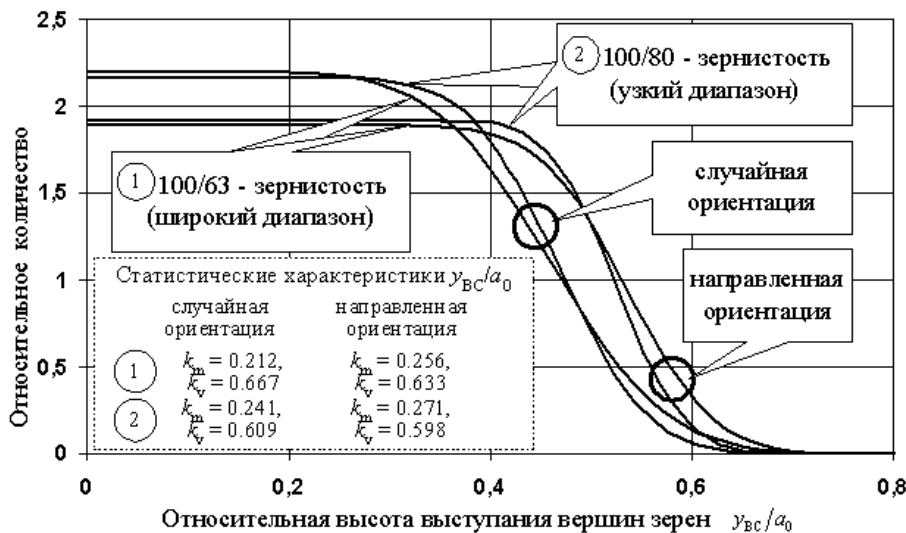


Рисунок 3 – Влияние ориентации зерен на плотность распределения высоты выступания вершин зерен (при коэффициенте относительной критической заделки зерен в связке  $\varepsilon_{кр} = 0.5$ )

Модельные исследования характеристик рабочей поверхности показали, что для шлифпорошков с  $k_v\{d\} = 0.105 - 0.345$  однонаправленность зерен приводит к следующим отклонениям статистических характеристик распределения высоты выступания вершин зерен - увеличение среднего значения на 10 – 18 %, а среднеквадратического отклонения на 7 – 9 %.

## Литература

- 1 А.Г. Зайцев, Т.М. Дуда, Е.Л. Прудников. Влияние металлизации на работоспособность кругов с ориентированными зёрнами // Сверхтвёрдые материалы, №2. - 1983. - С. 17-22.
- 2 Алмазно-абразивная обработка и упрочнение изделий в магнитном поле/ П.И. Ящерицын, М.Т. Забавский, Л.М. Кожуро, Л.М. Акулович. -Мн.: Наука и техника, 1988. - 272 с.
- 3 Вознесенский В.А. Статистические методы планирования Эксперимента в технико-экономических исследованиях. - М.: Финансы и статистика, 1981. - 263 с.
- 4 Грабченко А.И., Доброскок В.Л. Генезис моделирования абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сб. Вып. 63. Харьков: НТУ "ХПИ". - 2002. - С. 41-61.
- 5 Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Месарош И. 3D моделирование рабочей поверхности шлифовальных кругов из сверхтвёрдых материалов // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць ХДПУ. - Харків: ХДПУ. - 2000. Вип. 1(3). - С. 58-71.
- 6 Доброскок В.Л. Модификация законов распределения на основе нормального для решения задач статистического моделирования параметров шлифовальных кругов связанных с исходными характеристиками шлифпорошков // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ. - 2000. Вып. 56. - С. 55-64.
- 7 Доброскок В.Л. Статистические механизмы формирования рабочей поверхности абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах Межд. научн.-техн. сб. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2001. Вып. 60. - С. 51-73.
- 8 Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Воронков В.И. Взаимосвязь зернового состава навески с параметрами распределения размеров зерен // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»: Збірка наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. - Харків: НТУ «ХПІ». - 2001. № 7. - С. 60-67.
- 9 Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Воронков В.И. Модификация законов распределения при статистическом моделировании абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сб. Вып. 61. Харьков: НТУ "ХПИ". - 2002. - С. 51-59.
- 10 Зайцев А.Г. Влияние расположения алмазных зерен на процесс шлифования твердого сплава // Вестник машиностроения. - 1977. № 8. - с. 71-72. 11. Зайцев А.Г., Старов В.Н., Скрипченко В.Г., Фоменко В.П. Алмазное шлифование хрупких материалов кругами с ориентированным расположением зерен // Межвуз. сб. науч. тр. Пенз. политехн. ин-та. Вып.11. - Пенза: - 1982. С. 33-35.

- 11 Колкер Я.Д. Математический анализ точности механической обработки деталей. - К.: Техника, 1976. - 200 с.
- 12 Колмогоров А.Н. Теория вероятностей и математическая статистика: Сб. статей. - М.: Наука, 1986. - 585 с.
- 13 Л.М. Батунер, М.Е. Позин Математические методы в химической технике. - Л.: Изд-во "Химия", 1971. - 824 с.
- 14 П.И. Ящерицын, В.А. Аканович, М.Т. Забавский, Г.В. Пустовойт. Технология изготовления шлифовальных кругов с ориентированными зёрнами // Абразивная обработка и обработка металлов резанием и давлением. - Минск: Наука и техника. 1975. - с.8-11.
- 15 Способ изготовления абразивного инструмента: А.с. 852530 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / Р.Б. Мартиросян, Г.С. Апоян, К.В. Митоян, Ж.С. Карапетян. № 2831223/25-08; Заявлено 24.10.79; Оpubл. 07.08.81, Бюл. №29. - 2 с.
- 16 Способ изготовления абразивного инструмента: А.с. 952566 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / Р.Б. Мартиросян. № 3254281/25-08; Заявлено 06.01.81; Оpubл. 23.08.82, Бюл. № 31. - 4 с.
- 17 Способ изготовления абразивного инструмента: А.с. 979097 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / Р.Б. Мартиросян. № 2991348/25-08; Заявлено 18.08.80; Оpubл. 07.12.82, Бюл. № 45. - 4 с.
- 18 Способ изготовления алмазно-абразивного инструмента с ориентированным расположением зёрен: А.с. 905040 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / А.Г. Зайцев, А.И. Скидаленко, Б.А. Меркушев. № 2906020/25-08; Заявлено 02.04.80; Оpubл. 15.02.82, Бюл. № 6. - 2 с.
- 19 Способ изготовления алмазно-абразивного инструмента: А.с. 990488 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / А.Г. Зайцев, Т.М. Дуда, Е.Л. Прудников, В.Д. Бондаренко, Ю.С. Скрипченко, В.И. Новиков, В.С. Андреев, В.С. Сукочев. № 3352670/22-02; Заявлено 22.10.81; Оpubл. 23.01.83, Бюл. № 3. - 3 с.
- 20 Способ изготовления алмазного инструмента: А.с. 676436 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / Ю.П. Вишнев. № 2307490/25-08; Заявлено 24.12.75; Оpubл. 30.07.79, Бюл. № 28. - 2 с.
- 21 Способ ориентирования зёрен в абразивной массе: А.с. 595142 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / В.А. Аканович, Г.Б. Пустовойт, А.К. Шпаковский, М.Т. Забавский. № 2417980/25-08; Заявлено 04.11.76; Оpubл. 28.02.78, Бюл. №8. - 2 с.
- 22 Способ ориентирования зёрен в абразивной массе: А.с. 835732 СССР, М.кл. В24 D 17/00. / А.Г. Зайцев, Б.А. Меркушев. № 2639389/25-08; Заявлено 07.07.78; Оpubл. 07.06.81, Бюл. №21. - 2 с.
- 23 Способ ориентирования зёрен в абразивной массе: А.с. 891415 СССР, М.кл. В 24 D 17/00. / А.И. Яцюк, Б.Г. Покровский, А.М. Митин. № 2923414/25-08; Заявлено 08.05.80; Оpubл. 23.12.81, Бюл. №47. - 2 с. 25. Шлифовальный круг: А.с. 967788 СССР. / Р.Б. Мартиросян, Р.Р. Мартиросян. Оpubл. 1982, Бюл. № 39.

УДК 621.9.025.7

**Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Бобух Л.А., Васильева Л.В.**  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ СБОРНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ КОНТРОЛЯ ИХ ИСХОДНОГО КАЧЕСТВА**

*Organized research of the influence of the factors quality of the workmanship instrument on its working characteristics. They are determinate the most weighty factors quality and is received identical mathematical model to dependencies of period to stability from these factors.*

### ***Введение***

Безотказная работа современного металлорежущего оборудования в значительной степени зависит от качества изготовления применяемого режущего инструмента и требует совершенствования его контроля. Качество изготовления режущего инструмента оценивается комплексом показателей, регламентируемых техническими требованиями на его изготовление. В качестве контролируемых показателей используют: твердость державки (корпуса), отклонение от параллельности базовых поверхностей режущих, опорных пластин и державок, отклонение от плоскостности базовых поверхностей пластин и державок, свисание режущих пластин и др. Уменьшение вышеназванных показателей требует совершенствования технологических процессов изготовления инструмента и может привести к значительному повышению трудоемкости и стоимости его изготовления.

Контроль качества изготовления инструментов является выборочным и не позволяет выбрать наиболее весомые показатели качества изготовления, влияющие на период стойкости.

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

Качество изделия характеризует вектор  $X$ , который имеет некоторое многомерное распределение вероятностей. Каждая компонента вектора  $X = (x_1, x_2, \dots, x_l)$  принимает некоторое множество значений  $x_i \in X_i$  (где  $i = 1, l$ ), а  $x \in X$ . Проверка при контроле связана с применением различных методов измерения этих показателей качества изделия  $x_1, x_2, \dots, x_l$ : определение твердости, контроль конструктивных параметров и параметров точности, испытания на прочность и т.д. При контроле по



количественному признаку фиксируют численные значения  $l$  – мерного случайного вектора  $X$  и на основании этих численных значений принимают решение по результатам выборочного контроля.

В работах [1-3] были проведены исследования и получены парные корреляционные зависимости периода стойкости от отдельных показателей качества, а также предложена методика определения оптимальных значений исследуемого показателя качества с использованием известного в технической диагностике метода минимального риска. Однако предложенная методика позволяет оптимизировать только один показатель качества.

Целью настоящей работы является определение наиболее весомых показателей качества изготовления инструмента, влияющих на его период стойкости и разработка многопараметрических моделей прогнозирования зависимости среднего периода стойкости от этих показателей.

### ***Методика работы***

Для прогнозирования периода стойкости сборных резцов в эксплуатации были исследованы четыре партии однотипных резцов с сечением державки  $29 \times 25$  мм различного качества изготовления. Были измерены основные показатели качества изготовления этих резцов, а также проведены лабораторные форсированные испытания при точении большой партии однотипных деталей. Были рассчитаны средние значения измеряемых показателей и коэффициенты их вариации по известным формулам теории вероятностей и математической статистики. Для получения многомерных зависимостей периода стойкости от измеряемых показателей качества использован пакет программ Statistica 5.0.

### ***Решение задачи прогнозирования***

Для решения задачи прогнозирования использовали результаты измерений показателей качества изготовления, результаты форсированных испытаний на прочность (разрушающая подача  $S_p$ ) и результаты эксплуатационных испытаний. Средние значения этих показателей приведены в табл. 1.

Как показывают результаты исследований, качество изготовления существенно влияет на эксплуатационные показатели инструмента.

Для получения математической модели зависимости периода стойкости от показателей качества изготовления были рассчитаны коэффициенты парной корреляции и установлено, что наибольшее влияние

на период стойкости оказывают твердость державки и отклонение от параллельности базовых поверхностей опорных пластин.

Математическая модель имеет вид

$$T = 0,03HRC^{1,92} \overline{P}_\delta^{-0,665},$$

где  $T$  – период стойкости, мин;

$HRC$  – твердость державки;

$\overline{P}_\delta$  – отклонение от параллельности базовых поверхностей опорных пластин, мкм.

Таблица 1 – Средние значения показателей качества изготовления, прочности и периода стойкости в эксплуатации

№ партии	Твердость HRC	Отклонение от параллельности базовых поверхностей опорных пластин $\overline{P}_\delta$ , мкм	Отклонение от плоскостности базовых поверхностей опорной пластины $\delta_1$ , мкм	Зазор между базовой поверхностью опорной пластины и державки $h$ , мкм	Свисание режущей пластины над опорой $C$ , мм	Прочность $S_p$ , мм/об	Средний период стойкости $T$ , мин
1	46,1	0,99	15,6	0,04	0,43	2,50	42,0
2	46,8	1,96	9,8	0,02	0,58	1,80	24,0
3	50,0	1,22	13,0	0,07	0,76	2,40	35,0
4	38,4	0,98	19,2	0,08	0,38	2,00	27,0

Проверка адекватности математической модели по критерию Фишера показала, что модель адекватна с уровнем значимости  $\alpha = 0,04$ . Множественный коэффициент корреляции  $R = 0,91$ .

Зависимость периода стойкости от  $HRC$  и  $\overline{P}_\delta$  приведена на рис.1.

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

1 Установлено, что наибольшее влияние на период стойкости инструмента оказывают такие показатели качества изготовления, как твердость

державок и отклонение от параллельности базовых поверхностей опорных пластин. Множественный коэффициент корреляции равен 0,91.

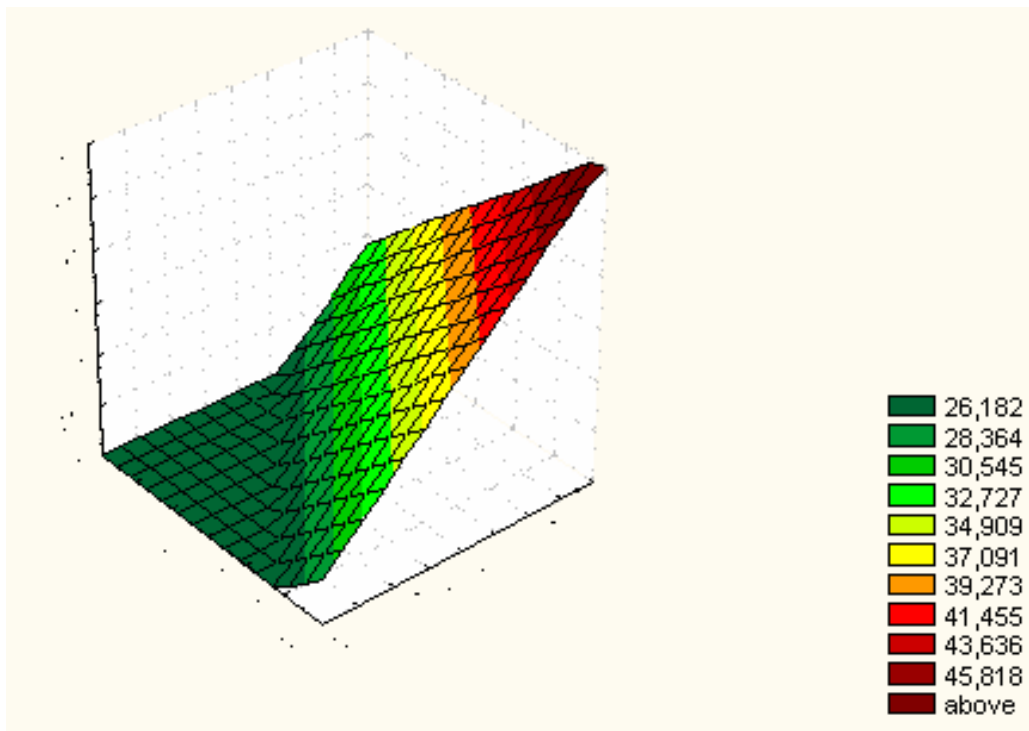


Рисунок 1 – Зависимость периода стойкости от качества изготовления инструмента

2 Получена математическая модель зависимости периода стойкости от названных показателей качества изготовления. Модель адекватна с уровнем значимости  $\alpha = 0,04$ .

3 При изготовлении режущего инструмента особое внимание следует уделить технологии термической обработки и шлифования опорных пластин, не изменяя трудоемкости остальных технологических операций.

## Литература

- 1 Казакова Т.В. Применение метода минимального риска для диагностики инструмента различного качества// Надежность режущего инструмента и оптимизации технологических систем. Сб. статей/ Пред. Редсовета Г.Л.Хает. – Краматорск: ДГМА, 2000. –с.93-97.
- 2 Зиновьев Н.И., Казакова Т.В., Мироненко Е.В. Использование результатов выборочного контроля для прогнозирования надежности режущего инструмента// Труды Национального аэрокосмического университета им. Н.Е.Жуковского. Выпуск 25. –Харьков: Государственный аэрокосмический университет им. Н.Е.Жуковского «ХАИ», 2001. –с.40-44.
- 3 Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Марчук Е.В. Определение регламентов обслуживания модульных резцов с учетом качества их изготовления и уровня поврежденности // Наукові праці Донецького національного технічного університету . Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 71. –Донецьк: ДонНТУ, 2004. –с.97-103.

УДК 621.923

**Залога В.А., Криворучко Д.В., Собокарь Д.Е., Запорожець О. В.**

Сумской государственной университет, г. Сумы, Украина

## **О ПОВЫШЕНИИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ В УСЛОВИЯХ ПРЕРЫВИСТОГО И НЕРАВНОМЕРНОГО РЕЗАНИЯ**

*Processing of faltering surfaces machining is an actual problem in mechanical engineering. It meets at processing details of pumps, compressors and other modern machines.*

### **Введение**

Обработка прерывистых поверхностей точением является актуальной проблемой в машиностроении. Она встречается при обработке деталей насосов, компрессоров и других современных машин. Недостаточная стойкость резцов на этих операциях обуславливает удлинение технологического процесса, уменьшение производительности обработки, отказ в целом ряде случаев из-за необходимости точения прерывистых поверхностей от применения с целью повышения коэффициента использования материалов прогрессивных методов заготовительного производства (литья,ковки,штамповки и др.), например, заготовок со штампованным или литым зубом для зубчатых колес.

Малая стойкость резцов при точении прерывистых поверхностей обусловлена, как правило, недостаточной прочностью их лезвий в условиях повышенных динамических нагрузок, характерных для этого вида обработки. Известно, что для каждой формы обрабатываемой прерывистой поверхности существуют свои оптимальные геометрические параметры, обеспечивающие наибольшую стойкость лезвий инструментов [1]. Поскольку экспериментально оптимизировать геометрию резцов сложно и долго, то разработка методики геометрического моделирования прерывистого резания и оптимизация на его основе геометрии резцов является актуальной задачей.

В связи с этим была поставлена **цель**: разработать методику геометрического моделирования процесса врезания лезвия в заготовку при точении прерывистых поверхностей, для достижения которой необходимо решить следующие **задачи**: 1) должны быть проанализированы особенности прерывистого резания; 2) разработаны методики геометрического моделирования врезания лезвия и расчета комплексного критерия работоспособности инструмента; 3) должна быть доказана корреляция между величиной комплексного критерия и стойкостью инструмента при изменении геометрии резца.

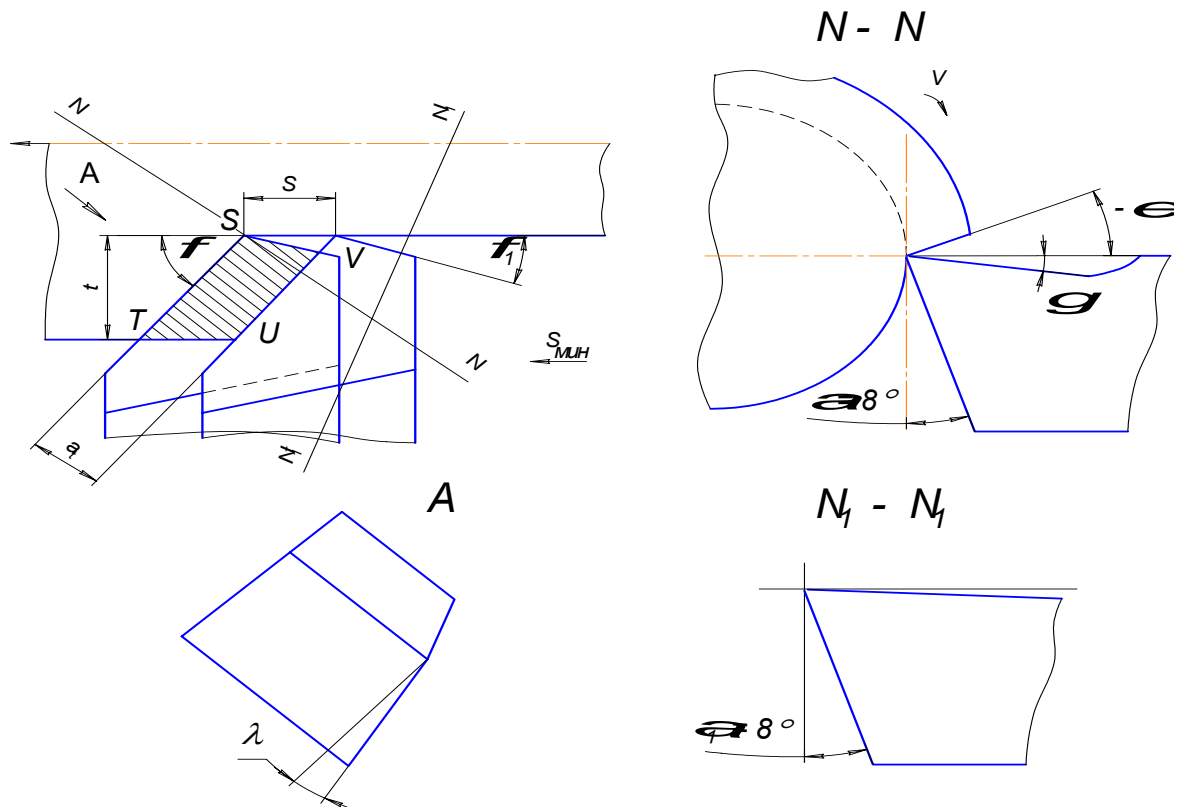


Рисунок 1 – Схемы встречи передней поверхности инструмента со срезаемым слоем при прерывистом точении

### ***Особенности процесса прерывистого резания***

В цикле прерывистого резания можно выделить два участка «резание» и «отдых инструмента», причем собственно «резание» имеет три этапа: врезание режущего лезвия, установившийся процесс срезания слоя с равномерным или изменяющимся по определенному закону сечением и выход режущего лезвия из контакта со срезаемым слоем.

При прерывистом резании значительно возрастает вероятность хрупкого разрушения режущей кромки или вершины лезвия (внезапный отказ) вследствие увеличения уровня возникающих вибраций, связанных с неравномерными динамическими нагрузками в моменты входа лезвия в контакт со срезаемым слоем и выхода из него. Уменьшить интенсивность разрушения инструмента и вероятность его внезапного отказа при прерывистом резании можно регулированием режима нагружения лезвий [2] путем изменения их геометрических параметров: переднего угла  $\gamma$  и угла наклона главной режущей кромки  $\lambda$  и угла в плане  $\phi$  [3, 4].

Процесс врезания инструмента в обрабатываемый материал определяется также условиями их встречи. Начало врезания может произойти в одной из четырех точек передней поверхности S, V, U, T (рис. 1) или по одной из сторон этого четырехугольника. Наиболее

благоприятным для прочности режущего клина является начальный контакт в точке U, так как место удара расположено в точке, максимально удаленной от вершины. При относительно малой толщине среза подобные же условия врезания будут и при первоначальном контакте в точке T. Подбор режимов резания, обеспечивающих встречу инструмента с материалом заготовки в точках U и T, следует производить на основе рассмотрения кинематики процесса с учетом геометрии лезвия и прерывистой поверхности [5, 6].

Большое влияние на условия нагружения режущего клина также оказывает скорость и характер нарастания нагрузки. На первом этапе «резания» она характеризуется, прежде всего, средней скоростью нарастания площади сечения срезаемого слоя  $\dot{f}$ . Ее величину предложено определять из кинематического анализа как отношение максимальной площади сечения среза на первом этапе «резания»  $f_{1max}$  ко времени врезания  $\tau$  от момента встречи до момента достижения толщиной среза своего максимума.

### ***Методика геометрического моделирования врезания инструмента***

Условия врезания и, в частности, характер увеличения площади сечения среза  $f$  при врезании во многом определяют стойкость инструмента. Для заданной конфигурации прерывистой поверхности можно спрогнозировать с помощью компьютерного геометрического моделирования характер изменения  $f$  уже на стадии проектирования инструмента и/или при его изготовлении. Рассмотрим методику реализации этого подхода с помощью 3D моделирования с использованием системы параметрического проектирования конструкторско-технологической документации T-FLEX CAD v. 7.2.

В этой системе все параметры чертежа могут быть выражены с помощью переменных, рассчитанных по формулам или выбранных из баз данных, что позволяет пользователю получить полностью параметрический чертёж и удобные способы его изменения.

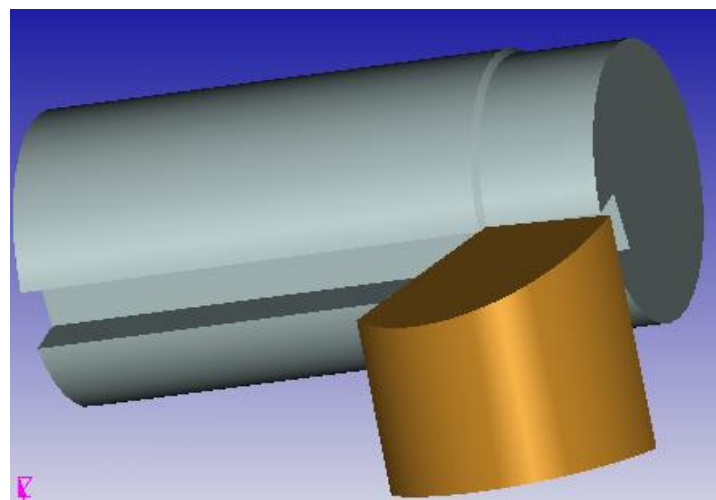


Рисунок 2 – Параметрическая модель резца и заготовки

Параметрические модели вала и резца построены в одном пространстве (рис.2). Задано 20 переменных, с помощью которых возможно изменение как всей модели,

так и отдельных ее элементов, в том числе переднего угла  $\gamma$ , угла наклона главной режущей кромки  $\lambda$ , главного  $\varphi$  и вспомогательного  $\varphi_1$  углов в плане.

Для определения площади контакта заготовки с передней поверхностью предложено использовать булеву операцию "Пересечение". При выполнении этой операции результатом является тело, общая часть первого и второго операндов – резца и заготовки (рис. 3). С помощью этого тела можно определить площадь контакта и место контакта заготовки с передней поверхностью лезвия при различных углах  $\gamma$ ,  $\lambda$  и  $\varphi$ .

Программа T-FLEX CAD предусматривает сохранение результатов выполненных расчетов в текстовый файл.

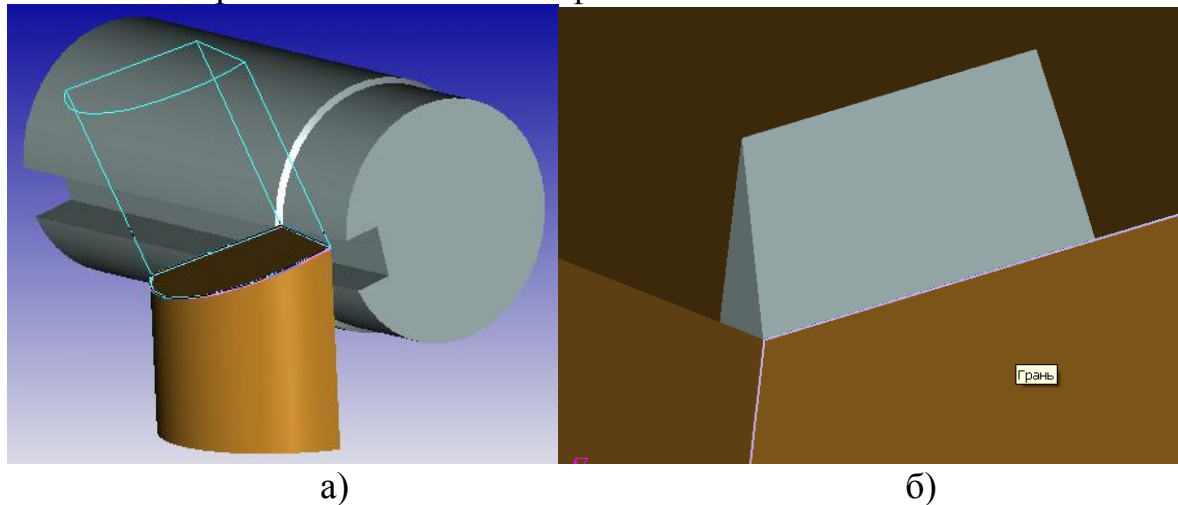


Рисунок 3 – Создание тела, образованного при пересечении вала с пазом и резца:  
а) – направление булевой операции; б) – ее результат при угле поворота заготовки 285°

### ***Комплексный критерий работоспособности инструмента***

По полученным таким образом данным могут быть выполнены расчеты скорости изменения площади сечения среза при вращении заготовки. Важна также величина объема (массы) режущего лезвия  $V = V - \min(V(\lambda, \gamma, \varphi))$ , который во многом определяет его тепловое состояние и прочность. В связи с этим в качестве комплексного критерия стойкости можно принять соотношение, в котором увеличение ускорения изменения площади контакта  $\ddot{f}$  уменьшало бы стойкость, а увеличение  $V$  - увеличивало бы ее. Считая влияние каждого из этих факторов равноценным, получим выражение:

$$K(\gamma, \lambda, \varphi) = \frac{\max_{0 \leq \omega \leq \omega_{\max}}(\dot{f}) - \min_{0 \leq \omega \leq \omega_{\max}}(\dot{f})}{V}$$

По своему физическому смыслу комплексный критерий стойкости  $K$  характеризует амплитуду напряжений, возникающих в режущем лезвии

при врезании. Учитывая, что именно амплитудой напряжений в наибольшей степени определяется усталостная прочность конструкций [7], можно ожидать, что чем больше  $K$ , тем меньше, при прочих равных условиях, стойкость инструмента. Вместе с тем, с экспериментально определенной стойкостью резца удобно сравнивать величину  $K_1 = \frac{1}{K}$ , т.е. чем больше  $K_1$ , тем больше стойкость инструмента.

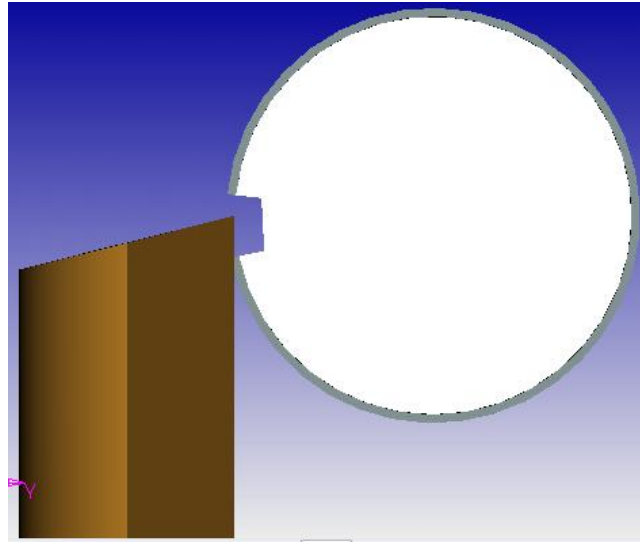


Рисунок 4 – Схема обработки

Была исследована связь предложенного комплексного критерия стойкости с действительной стойкостью режущего инструмента. Учитывая, что износ инструмента в рассматриваемом случае происходит в результате усталостного разрушения, то можно ожидать, что минимуму напряжений (при прочих равных условиях) будет соответствовать максимальная стойкость инструмента. Такое условие соответствует минимуму величины  $K$  или максимуму величины  $K_1$ .

Для экспериментальной проверки данного положения в работе использовались опубликованные экспериментальные исследования прерывистого точения и влияния геометрии режущего лезвия на стойкость инструмента, представленные в работе [1].

Исследовался случай точения вала с трапециевидальным пазом (рис.4). Обрабатывались заготовки из стали 20Х13Л и чугуна СЧ18 инструментом из твердого сплава ВК8 и возможностью изменения его геометрических параметров, в частности углов  $\gamma$ ,  $\lambda$ ,  $\phi$ . Эксперименты проводились при точении с режимом резания:  $t = 2$  мм;  $S = 0,5$  мм/об;  $V = 100$  м/мин. В каждом опыте изменялся лишь один геометрический параметр. За критерий затупления была принята величина износа по главной задней поверхности, при точении деталей из стали 20Х13Л -  $h_3=1,0$  мм, при точении деталей из чугуна -  $h_3=1,5$  мм.

На основании результатов известных теоретических исследований в качестве базовой геометрии принималась такая геометрия лезвия, которая обеспечивает начало контакта в точке Т или U при изменении любого из перечисленных факторов. Этим исключаются заведомо нерациональные сочетания величин геометрических параметров инструмента для данного случая.



### ***Исследование влияния углов реза на его стойкость и комплексный критерий стойкости***

На рис.5 представлено сравнение зависимости комплексного критерия  $K_1$  (а) и стойкости инструмента  $T$  (б) от угла наклона главной режущей кромки  $\lambda$ . При этом условия контакта сохраняются при всех (кроме  $\lambda=-10^\circ$ ) значениях  $\lambda$  - контакт начинается в точке  $T$ . Из представленных графиков видно, что при неизменных условиях контакта с увеличением угла  $\lambda$   $K_1$  и  $T$  увеличиваются, причем максимума эти показатели достигают примерно при одних и тех же значениях  $\lambda$ :  $K_1$  - при  $25^\circ \leq \lambda \leq 35^\circ$ , а  $T$  - при  $20^\circ \leq \lambda \leq 35^\circ$ , что свидетельствует о корреляции между  $K_1$  и  $\lambda$ .

Наличие экстремума  $K_1$  и  $T$  обусловлено с одной стороны увеличением времени врезания инструмента и, следовательно, уменьшением ускорения и динамических сил с увеличением  $\lambda$ , а с другой стороны экстремальным характером изменения объема (массы)  $V$  лезвия с максимумом при  $\lambda=20^\circ$ . Поэтому при больших положительных углах  $\lambda$  прочность лезвия и теплоотвод становится недостаточным для обеспечения высокой стойкости.

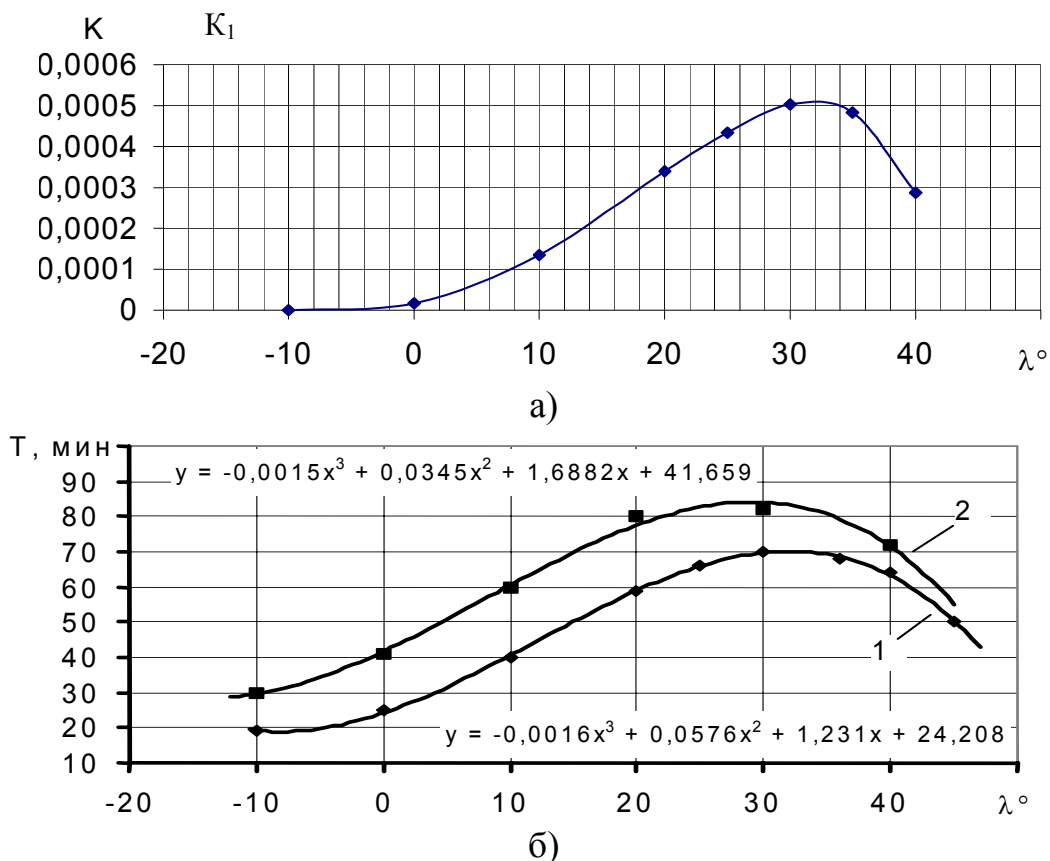


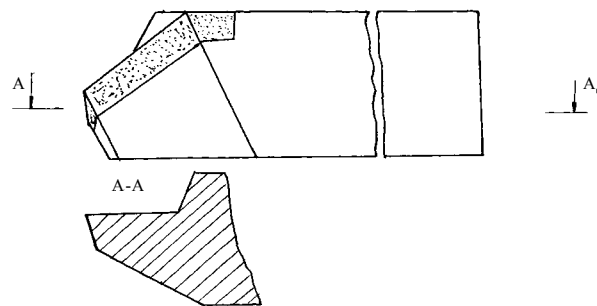
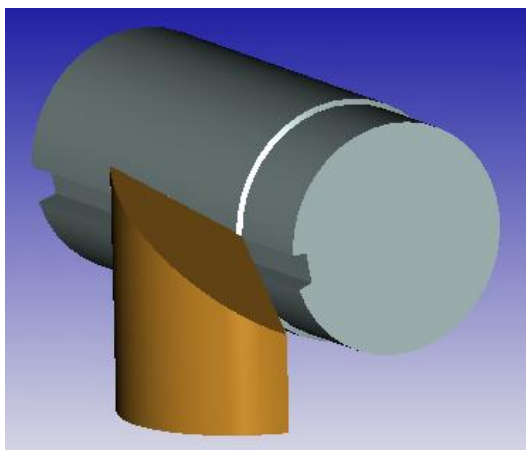
Рисунок 5 –Влияние  $\lambda$  на  $K_1$  (а) и стойкость инструмента  $T$  (б) при обработке стали (1) и чугуна (2) по данным [1]:  $\gamma = 10^\circ$ ,  $\alpha = 8^\circ$ ,  $t = 2$  мм;  $S = 0,5$  мм/об;  $V = 100$  м/мин

При положительных значениях угла  $\lambda$  уменьшается ускорение изменения площади контакта  $\dot{f}$ , повышается «плавность» взаимодействия инструмента со срезаемым слоем, что уменьшает уровень крутильных колебаний. Кроме того, резец становится менее чувствительным к ударной нагрузке, вследствие «защищенности» вершины при обеспечении расположения точки начала контакта на некотором расстоянии от нее. Это подтверждает и то, что при положительных значениях угла  $\lambda$  также значительно снижается вероятность внезапных отказов, так как уменьшаются случаи сколов пластинки из твердого сплава, выкрашиваний режущей кромки и ее разрушения в самом начале процесса обработки [1].

Таким образом, для принятых условий течения оптимальные значения угла  $\lambda = (25...35)^\circ$ , что свидетельствует о возможности использования комплексного критерия  $K_1$  для прогнозной оценки оптимальной величины угла  $\lambda$ .

На основании проведенных исследований **влияния** угла  $\gamma$  на  $K_1$  и  $T$  установлено, что экстремум  $K_1$  достигается при  $\gamma=15^\circ - 20^\circ$ , а стойкости – при  $\gamma=20^\circ - 30^\circ$ , что объясняется изменением силового взаимодействия инструмента с заготовкой, в частности, уменьшением силы резания с увеличением переднего угла  $\gamma$ .

Таким образом, при обработке заготовок с прерывистыми поверхностями, инструментами с  $\lambda = (20...30)^\circ$  можно рекомендовать передний угол  $\gamma = (20...25)^\circ$ . Комплексный критерий  $K_1$  может быть применен для оценки оптимального угла  $\gamma$ , однако получаемое значение угла  $\gamma$  будет заниженным на  $5^\circ-10^\circ$  по сравнению с оптимальным углом, полученным из эксперимента.



а)

б)

Рисунок 6 – Резец для обработки деталей с прерывистыми поверхностями (б) и его 3D модель

Известно [4, 6], что с точки зрения облегчения условий контактирования лезвия со стружкой и заготовкой целесообразно работать с минимально возможными значениями **углов в плане**. Действительно, результаты геометрического моделирования показывают, что с

уменьшением главного угла в плане  $\varphi$  уменьшается ускорение изменения площади сечения среза  $\dot{f}$ , увеличивается время врезания и при этом еще увеличивается и объем (масса) режущего лезвия. Поэтому теоретическая зависимость комплексного критерия  $K_1$  от угла  $\varphi$  при его увеличении является монотонно убывающей (рис. 8а), без экстремумов, что согласуется с экспериментом только при  $\varphi > 45^\circ$  [1]. При малых значениях  $\varphi$  ( $\varphi < 45^\circ$ ) резко снижается виброустойчивость системы из-за образования тонких широких стружек и увеличения радиальной составляющей силы резания  $P_y$ , которая и так довольно значительна ввиду большого положительного угла наклона главной режущей кромки. К сожалению разработанная методика геометрического моделирования и комплексный критерий  $K_1$  не позволяют учитывать возникновение вибраций при изменении геометрических параметров лезвия. Именно это обстоятельство позволяет при хорошей согласованности характера изменения  $K_1$  и  $T$  с увеличением  $\varphi$  при  $\varphi > 45^\circ$  объяснить их несогласованность при  $\varphi < 45^\circ$ : с увеличением  $\varphi$  в этом диапазоне  $K_1$  уменьшается, а  $T$  возрастает (рис. 8б).

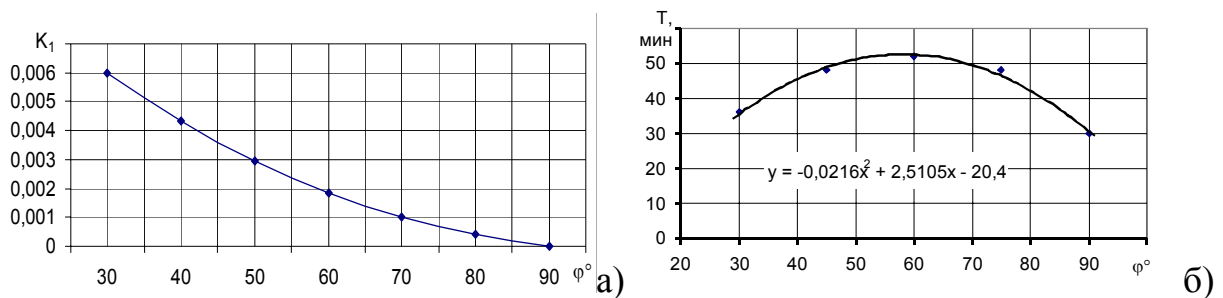


Рисунок 7 – Влияние  $\varphi$  на  $K_1$  и стойкость инструмента  $T$  при обработке стали 20Х13Л (по данным [1]):  $\gamma = 20^\circ$ ,  $\alpha = \alpha_l = 8^\circ$ ,  $\varphi_l = 30^\circ$ ,  $\lambda = 30^\circ$   
 $t = 2$  мм;  $S = 0,5$  мм/об;  $V = 100$  м/мин

Таким образом, в качестве оптимального значения главного угла в плане при точении заготовки с пазом можно рекомендовать  $\varphi = (45 \dots 70)^\circ$ .

Для точения вала с трапецеидальным пазом оптимальными геометрическими параметрами резца являются (рис.7):

$$\gamma = +(20 \dots 25)^\circ, \varphi = (60 \dots 75)^\circ, \lambda = +(25 \dots 30)^\circ.$$

Вибрации при работе резцом с указанной геометрией уменьшены, так как нет явно выраженных ударов при выходе лезвия из зоны контакта со срезаемым слоем.

### Выводы

1 В результате анализа особенностей прерывистого резания установлено, что отказ инструмента происходит из-за его усталостного разрушения под действием динамических сил, возникающих, главным образом, в момент врезания лезвия в заготовку. Управлять этим процессом

можно изменением угла наклона режущей кромки  $\lambda$ , переднего угла  $\gamma$  и угла в плане  $\varphi$ . При точении вала с пазом оптимальные величины  $\varphi$ ,  $\gamma$  и  $\lambda$  зависят от формы паза.

2 Разработана методика геометрического моделирования процесса врезания лезвия в заготовку. Методика основана на создании 3D моделей лезвия и заготовки с заданной формой паза в системе параметрического проектирования T-Flex CAD и определении площади контакта передней поверхности инструмента с заготовкой при моделировании ее вращения.

3 Для определения оптимальных величин углов лезвия предложено использовать комплексный критерий  $K$  ( $K_1$ ), который характеризует величину напряжений в режущем лезвии при заданной площади его контакта с заготовкой.

4 Доказано влияние углов  $\lambda$ ,  $\gamma$ , и  $\varphi$  на характер изменения площади сечения среза при врезании, скорости и ускорения изменения площади сечения среза, времени врезания, положения точки начала контакта, на стойкость инструмента и комплексный критерий стойкости.

5 Проведенный анализ показал, что максимуму величины комплексного критерия  $K$  ( $K_1$ ) соответствует максимум стойкости инструмента. Поэтому этот критерий может быть использован для оценки оптимальных величин углов  $\lambda$  и  $\gamma$ . Однако, из-за возникающих вибраций при малых значениях  $\varphi$ , критерий  $K$  ( $K_1$ ) не может быть использован для оценки оптимальной величины угла  $\varphi$ , так как зависимость  $K_1 - \varphi$  не имеет экстремума.

## Литература

- 1 Залого В. А. Разработка научных основ и принципов практического применения нестационарных видов обработки резанием на базе попутного тангенциального точения: Автореф. дисс. докт. техн. наук:05.03.01/ СумГУ. -Х., 2000. -33 с.
- 2 Залого В. А. Перспективы совершенствования обработки труднообрабатываемых материалов регулированием режима нагружения лезвий режущих инструментов. Сб. Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научн.-техн. сборник. Х.: ХГПУ, 1998, вып. 52. - С. 88-92
- 3 Залого В. А. К вопросу о повышении ресурса работы режущих инструментов на стадии их проектирования. Сб. Высокие технологии в машиностроении. Сборник научных трудов ХГПУ, Х., 1998 г. - С. 114-117.
- 4 Вульф А. М. Резание металлов. - Л.: Машиностроение, 1973. -496 с.
- 5 Залого В. А., Криворучко Д.В. Анализ условий контактирования лезвия инструмента со срезаемым слоем при прерывистом резании. Сб. Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научн.-техн. сборник. Х.: ХГПУ, 1999, вып. 54. - С. 98-104.
- 6 Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. - М.:Машиностроение,1975.-344с.
- 7 Справочник по сопротивлению материалов/Г. С. Писаренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев и др.; Под ред. Г. С. Писаренко. -2-е изд., доп. -К.: Наукова думка, 1988. - 736 с.

**УДК 621.9: 658.5**

**Ивченко Т.Г.**

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

## **ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПО ПОКАЗАТЕЛЯМ ЕГО ПРОЧНОСТИ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ**

*On the basis of the developed models of the modular cutting tool refusals search of parameters of the tool and conditions of its operation providing decrease in breakages and increase of reliability of its functioning is carried out.*

Надежность режущего инструмента в значительной мере определяет эффективность функционирования современных технологических систем. Одним из резервов роста надежности инструмента является повышение его прочности и износостойкости, обеспечиваемое конструктивными и технологическими методами. В связи с этим весьма актуальным является анализ возможностей различных методов повышения надежности на стадиях проектирования и изготовления режущего инструмента и прогнозирование его поведения в реальных условиях эксплуатации.

Разработанные в настоящее время вероятностные модели отказов режущего инструмента, учитывающие как закономерности его изнашивания, так и разрушения, являются основой для создания теоретических методов оценки надежности режущего инструмента [1]. В работе [2] представлены результаты исследований, позволяющие теоретически определять основные показатели надежности функционирования режущего инструмента в зависимости от его свойств и условий эксплуатации. В работе [3] с использованием вероятностных моделей отказов исследованы возможности повышения безотказности функционирования режущего инструмента за счет снижения рассеивания его прочности и нагрузки и выбора рациональных режимов обработки. Однако в этих работах недостаточное внимание уделено вопросам оценки уровня надежности режущего инструмента, достигаемого при заданных условиях эксплуатации за счет роста его прочности и износостойкости. Представляет интерес дальнейшее развитие теоретических основ надежности функционирования режущего инструмента.

Целью представленной работы является создание методики теоретической оценки надежности режущего инструмента в заданных условиях эксплуатации по показателям его прочности и износостойкости, а

также сравнительный анализ на ее основе эффективности методов повышения надежности.

В основу разрабатываемой методики заложена вероятностная модель отказов режущего инструмента, основанная на нормальном законе распределения параметров процесса изнашивания и разрушения лезвия инструмента и линейном характере их изменения во времени.

В настоящее время одним из наиболее эффективных методов повышения износостойкости сборного режущего инструмента является использование твердосплавных неперетачиваемых пластин с износостойкими покрытиями. Опыт их эксплуатации свидетельствует о недостаточном уровне надежности в связи с увеличением отказов, связанных с разрушением лезвия, что ограничивает возможности полной реализации ресурса их износостойкости. Вероятностная модель отказов режущего инструмента, учитывающая повышение его износостойкости при неизменной прочности, представлена на рис. 1

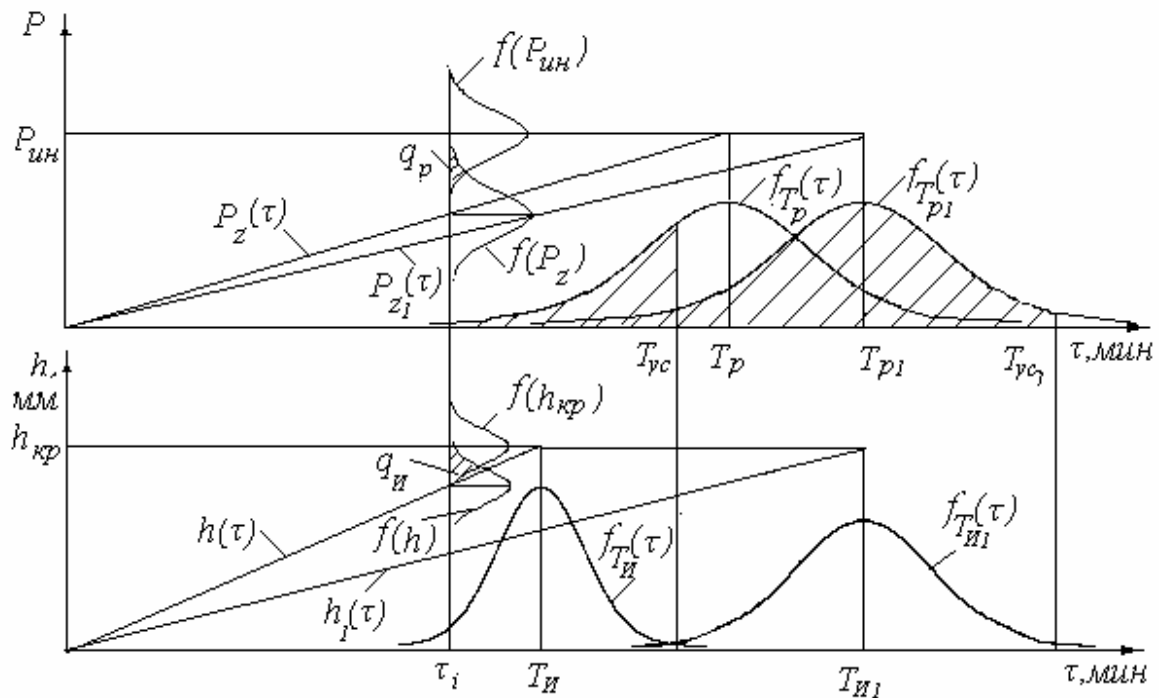


Рисунок 1 – Вероятностная модель отказов режущего инструмента, учитывающая повышение его износостойкости

Основные оцениваемые показатели надежности – средний период стойкости  $T$  и коэффициент ее вариации  $V_T$ .

Вероятность отказа режущего лезвия в связи с достижением предельно допустимого износа определяется на основании сопоставления в любой момент времени  $\tau$  значения износа по задней поверхности  $h(\tau) = c_h \tau$  с критерием затупления  $h_{кр}$  и может быть рассчитана по формуле:

$$q_u(\tau) = \Phi \left[ - \left( h_{кр} / c_h - \tau \right) c_h / \sqrt{\sigma_h^2 + \sigma_{hk}^2} \right], \quad (1)$$

где  $\Phi(z)$  – нормированная функция Лапласа,  $\sigma_h$  и  $\sigma_{hk}$  – среднеквадратичные отклонения износов,  $c_h$  – скорость изнашивания.

Графически вероятность отказа  $q_u$  представляет собой указанную на рис.1 область пересечения кривых нормального распределения износов  $f(h)$  и критерия затупления  $f(h_{кр})$  в момент времени  $\tau_i$ .

Закон распределения стойкости инструмента, график плотности вероятности которого  $f_{ТИ}(\tau)$  представлен на рис.1, является нормальным с параметрами:  $T_{И}$  – средним периодом стойкости до достижения допустимого износа (нормируемым в справочной литературе, или нормативным),  $\sigma_{И}$  – среднеквадратичным отклонением и коэффициентом вариации  $V_{И}$ :  $T_{И} = h_{кр} / c_h$ ;  $\sigma_{И} = \sqrt{\sigma_h^2 + \sigma_{hk}^2} / c_h$ ;  $V_{И} = \sigma_{И} / T_{И}$ .

Вероятность разрушения режущего лезвия устанавливается на основании сопоставления в любой момент времени  $\tau$  уровня действующей на него нагрузки  $P_z(\tau) = P_z + c\tau$  с уровнем прочности  $P_{ун}$  (принимается постоянным) и равна:

$$q_P(\tau) = \Phi \left[ - \left( (\eta - 1) / c - \tau \right) c / V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)} \right], \quad (2)$$

где  $\eta = P_{ун} / P_z$  – коэффициент безопасности,  $V_P$  – коэффициент вариации прочности и нагрузки,  $c = c_P / P_z$  – коэффициент, характеризующий скорость изменения нагрузки во времени,  $c_P = c_{Ph} c_h = c_{Ph} \cdot h_{кр} / T_{И}$ ,  $c_{Ph}$  – коэффициент, характеризующий изменение нагрузки в зависимости от износа.

Графически вероятность разрушения  $q_P$  представляет собой указанную на рис.1 область пересечения кривых нормального распределения нагрузки  $f(P_z)$  и прочности  $f(P_{ун})$  в момент времени  $\tau_i$ .

Закон распределения стойкости до разрушения, график плотности вероятности которого  $f_{ТР}(\tau)$  представлен на рис.1, является нормальным с параметрами:  $T_P$  – средним периодом стойкости до разрушения,  $\sigma_P$  –

среднеквадратичным отклонением, а так же коэффициентом вариации  $V_P$ :

$$T_P = (\eta - 1)/c; \sigma_P = V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}/c; V_P = V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}/(\eta - 1).$$

Взаимосвязь стойкости до разрушения  $T_P$  со стойкостью до износа  $T_{II}$  устанавливается на основании следующего соотношения:  
 $T_P = T_{II} (\eta - 1)/c_{Ph} h_{кр}$ .

В эксплуатации наблюдается не весь период стойкости до разрушения, а только часть его, представленная на рис.1 заштрихованной областью на графике  $f_{TP}(\tau)$ , усеченная временем  $T_{yc}$ , которое для коэффициента вариации  $V_T \leq 0,3$  может быть принято равным  $T_{yc} = T_{II} + 3\sigma_T = 1,9T_{II}$ . Средний период стойкости до разрушения, наблюдаемый в

$$\text{эксплуатации: } T_{Pэ} = \int_0^{1,9T_{II}} f_{TP}(\tau) d\tau.$$

Средний период стойкости  $T$  с учетом отказов, связанных как с износом, так и разрушением инструмента, и коэффициент ее вариации  $V_T$ :

$$T = T_{II} (1 - \alpha q_p) = KT_{II}, \quad V_T = \sqrt{V_{II}^2 + \alpha^2 q_p^2} / (1 - \alpha q_p), \quad (3)$$

где  $\alpha$  - коэффициент, учитывающий соотношение среднего периода стойкости до разрушения  $T_{Pэ}$  с нормативным  $T_{II}$ :  $\alpha = (1 - T_{Pэ} / T_{II})$ ;  $K$  - коэффициент, учитывающий соотношение среднего периода стойкости  $T$  с нормативным  $T_{II}$ :  $K = (1 - \alpha q_p)$ .

С повышением износостойкости за счет совершенствования инструментальных материалов и износостойких покрытий снижается скорость изнашивания  $c_{hl}$  и повышается стойкость инструмента до износа  $T_{II} = K_{II} T_{II}$ , график плотности вероятности которой  $f_{TII}(\tau)$  представлен на рис.1. При этом изменяется и характер графика  $P_{zi}(\tau)$ , что приводит к повышению стойкости до разрушения  $T_{PI}$ , (рис.1). Однако, в связи с изменением  $T_{yc1}$ , в этом случае возрастает вероятность разрушения, графически представленная заштрихованной областью на графике плотности вероятности  $f_{TP1}(\tau)$ , вследствие чего средний период стойкости  $T$  может уменьшаться.

Таким образом, в результате анализа моделей отказов установлены причины возможного увеличения вероятности разрушения твердосплавных пластин с износостойкими покрытиями. С повышением износостойкости при неизменном уровне прочности пластин увеличение среднего периода стойкости до достижения заданного критерия затупления



приводит к появлению большего количества отказов, связанных с разрушением, чем при той же прочности за меньший период стойкости.

Вероятностная модель отказов режущего инструмента, учитывающая повышение его прочности при неизменной износостойкости, представлена на рис. 2

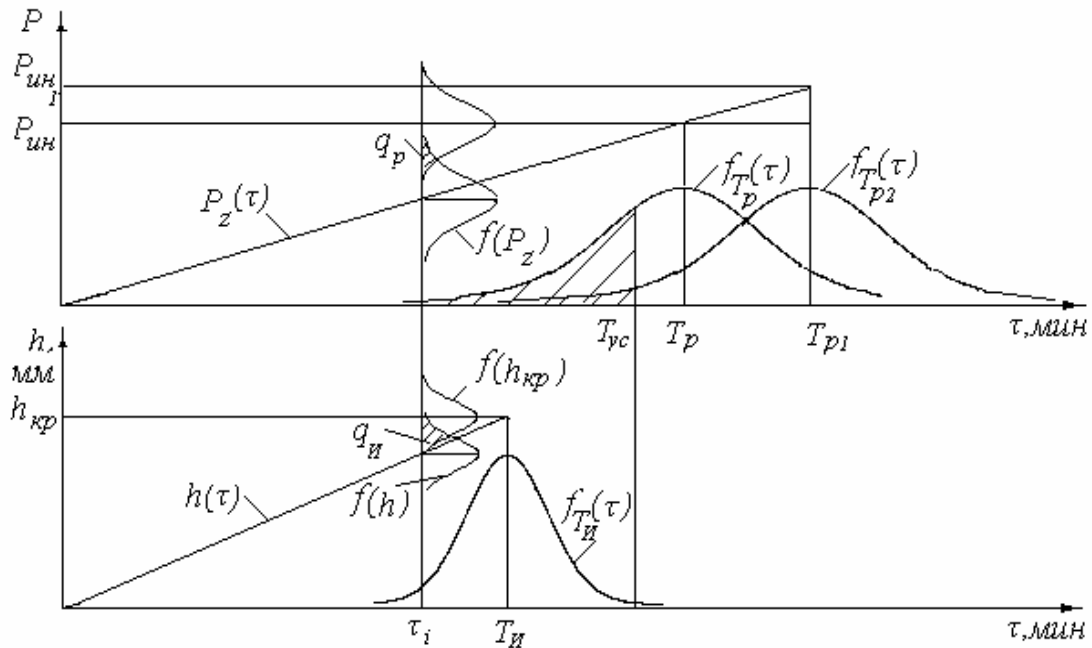


Рисунок 2 – Вероятностная модель отказов режущего инструмента, учитывающая повышение его прочности

С повышением прочности за счет конструктивного и технологического совершенствования инструментов повышается

стойкость до разрушения  $T_{P2} = K_P T_{P1}$ , представляемая на рис.2, снижается вероятность разрушения, графически представленная заштрихованной областью на графике плотности вероятности  $f_{TP2}(\tau)$ , что приводит к повышению среднего периода стойкости  $T$ .

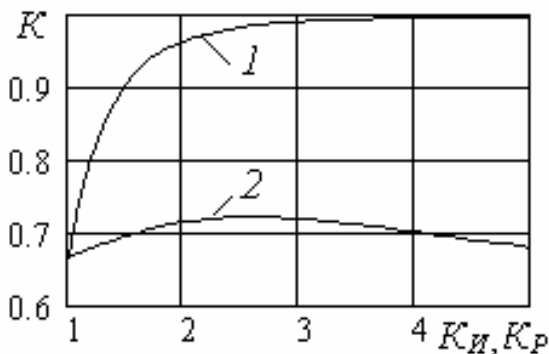


Рисунок 3 – Графики зависимости коэффициента изменения среднего периода стойкости  $K$  от коэффициентов повышения прочности  $K_P$  – 1 и износостойкости  $K_H$  – 2

Графики зависимости коэффициента изменения среднего периода стойкости  $K$  от коэффициентов повышения

прочности  $K_P$  и износостойкости  $K_{II}$  представлены на рис.3. Расчеты выполнены для следующих условий:  $T_{II} = 15$  мин,  $V_P = V_{II} = 0,3$ ,  $\eta = 0,33$ . Графики свидетельствуют о том, что при низкой прочности и износостойкости средний период стойкости существенно отличается от нормативного, а также показывают, что с повышением прочности средний период стойкости возрастает значительно быстрее, чем с повышением износостойкости.

Таким образом, на основании анализа вероятностных моделей отказов разработана методика теоретической оценки надежности режущего инструмента в зависимости от уровня его прочности и износостойкости. Разработанная методика позволяет оценивать эффективность различных мероприятий по повышению прочности и износостойкости инструмента с точки зрения обеспечения его надежности в реальных условиях эксплуатации.

### **Литература**

- 1 Ивченко Т.Г. Модели отказов режущего инструмента и основные показатели надежности его функционирования // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 25. - С.141-147.
- 2 Ивченко Т.Г. Разработка теоретических методов оценки надежности режущего инструмента // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 71. - Донецк, ДонНТУ, 2004.- С.91-95.
- 3 Ивченко Т.Г. Повышение надежности функционирования тяжело нагруженного режущего инструмента // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип.14 . – Краматорськ: ДДМА, 2004.- С.31-36.

УДК 621.9.025.7

**Васильченко Я.В., Нечепуренко А.В.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СБОРНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПУТЕМ ОТРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИИ ЕГО ВЫБОРА И СКВОЗНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

*Technology of the choice and end-to-end designing the assembly cutting instrument is designed. The Methods includes the conceptual design, production test, development to geometric model and researches of strength.*

Составной частью автоматизированной системы управления технологической подготовкой производства (АСУТПП) является подсистема САПР РИ, которая определяет выбор стандартного режущего инструмента или проектирование специального. В современных условиях, когда сроки проектирования сокращаются и одновременно повышаются требования к качеству, особенно актуален вопрос использования новых, более эффективных технологий проектирования и изготовления на базе использования САД/САМ – систем. Как правило, современные системы проектирования универсального назначения не обладают встроенными функциями таких процедур. Однако практически все они содержат мощные средства разработки пользовательских приложений, позволяющие сформировать соответствующие расчетные модули и даже интегрировать их в базовую систему. Разработана методика и программное обеспечение по выбору рационального набора режущих инструментов для заданных условий обработки на базе созданного банка конструкций инструментов, предлагаемых ведущими фирмами – производителями [1].

Задачей работы являлась отработка технологии выбора и сквозного проектирования режущего инструмента с целью повышения его эффективности путем оптимизации показателей его качества.

Для случая, когда имеющиеся в банке данных конструкций не достаточно, предложена методика сквозного проектирования с использованием САД/САМ-систем, включающая четыре этапа. Методика опробована в условиях КиГАЗ «Авиант» на примере сборных дисковых фрез.

Первый этап – концептуальное проектирование, которое объединяет процедуры структурного синтеза инструмента и расчеты, определяющие основные его параметры и характеристики. На КиГАЗ «Авиант» проведены маркетинговые исследования и выявлены наиболее востребованные диаметры (рис. 1.) и ширины фрез (рис. 2, 3).

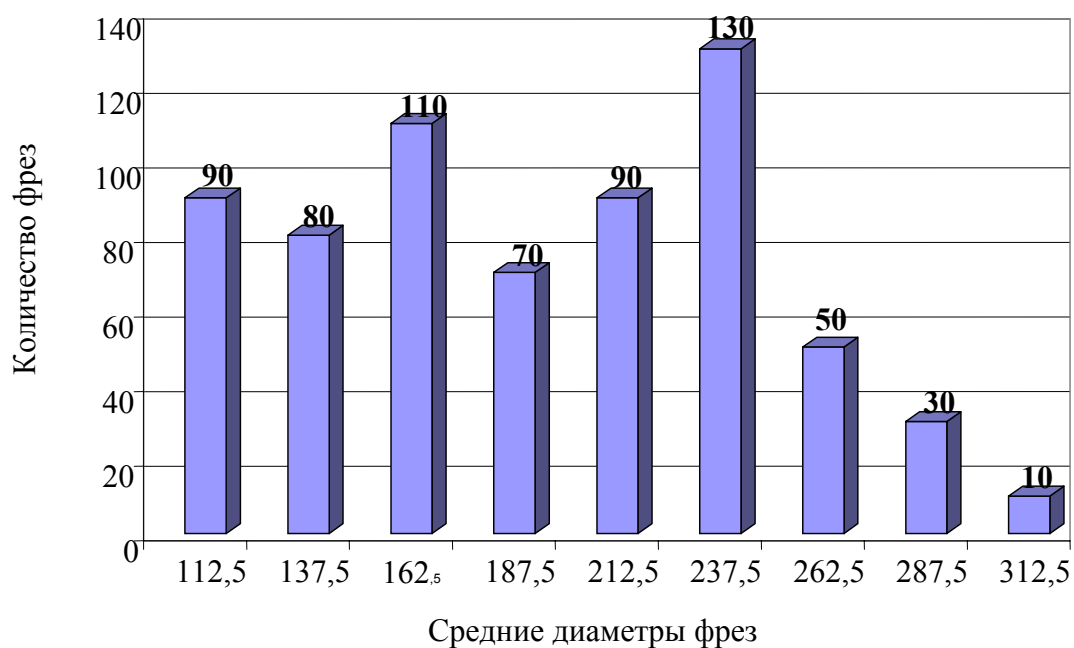


Рисунок 1- Наиболее востребованные диаметры дисковых фрез

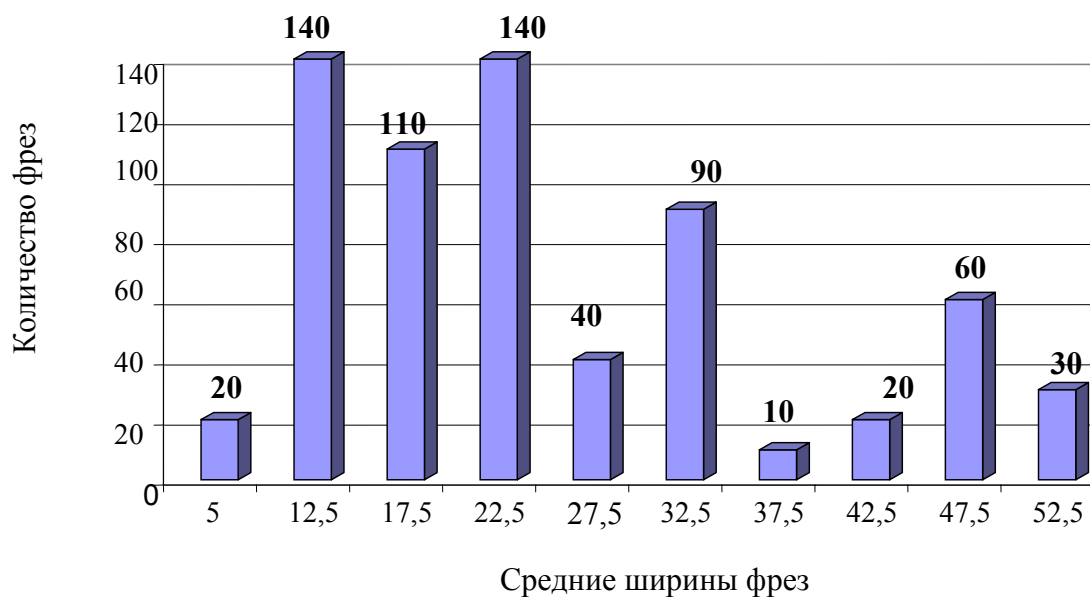


Рисунок 2 – Наиболее востребованные ширины дисковых фрез

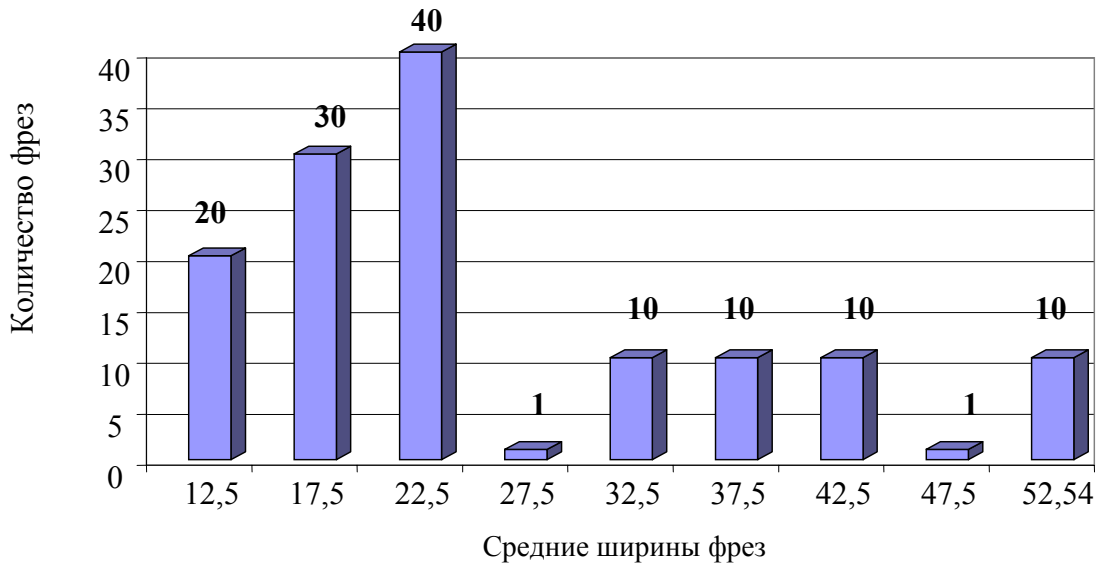


Рисунок 3 – Наиболее востребованные ширины фрез диаметров 225-250мм

Для уточнения отдельных проблемных вопросов, связанных с эксплуатацией проектируемого инструмента, методика предусматривает производственные испытания или информационный поиск из имеющегося банка данных механической обработки [2]. Так, для определения рациональных параметров дисковой фрезы, обеспечивающих минимальные величины заусенцев на обработанной поверхности при фрезеровании заготовок из пластичных материалов на заводе «Авиант» проведены производственные исследования.

Заготовки из стали 45 фрезеровали на горизонтально-фрезерном станке модели 6Р82Г со скоростью  $V$  равной 392,5м/мин, подачей на зуб  $S_z$  равной 0,12мм/зуб и глубиной резания  $t$  равной 3мм.

Инструмент- сборная дисковая фреза диаметром 250мм, шириной 28мм, режущая часть Т5К10. Исследовались фрезы со следующими параметрами:

- передний угол  $\gamma$ :  $-20^\circ \dots +15^\circ$ ;
- главный задний угол  $\alpha$ :  $5^\circ \dots 20^\circ$ ;
- угол наклона главной режущей кромки  $\lambda$ :  $-20^\circ \dots +20^\circ$ .

В качестве оценочного критерия были приняты высота  $H$  и толщина  $Q$  заусенцев.

В ходе исследований были получены следующие результаты:

- с увеличением заднего угла  $\alpha$  до  $12^\circ$  в связи с уменьшением сил трения на задней грани, уменьшаются силы резания, а, следовательно, и величина заусенцев. Дальнейшее увеличение угла  $\alpha$  практически не снижает силы резания и величину заусенцев. Оптимальным следует считать угол  $\alpha$  равный  $12^\circ$ . При больших углах  $\alpha$  снижается прочность режущей части инструмента (рис. 6);

- увеличение переднего угла  $\gamma$  сопровождается уменьшением сил резания и величины заусенцев. Например, с увеличением переднего угла

от  $-15^\circ$  до  $10^\circ$  высота заусенцев снижается от 1,6 до 0,15мм. Большие значения угла  $\gamma$  назначают не рекомендуется из-за снижения прочности режущей части фрезы. Кроме того, дальнейшее увеличение  $\gamma$  снижает величину заусенцев незначительно (рис. 7);

- при увеличении угла наклона режущей кромки  $\lambda$  от  $-20^\circ$  до  $-10^\circ$  величина заусенцев уменьшается, при дальнейшем увеличении угла  $\lambda$  величина заусенцев начинает возрастать. Минимальная величина заусенцев наблюдается при угле  $\lambda$  равном  $-10^\circ$ (рис. 8).

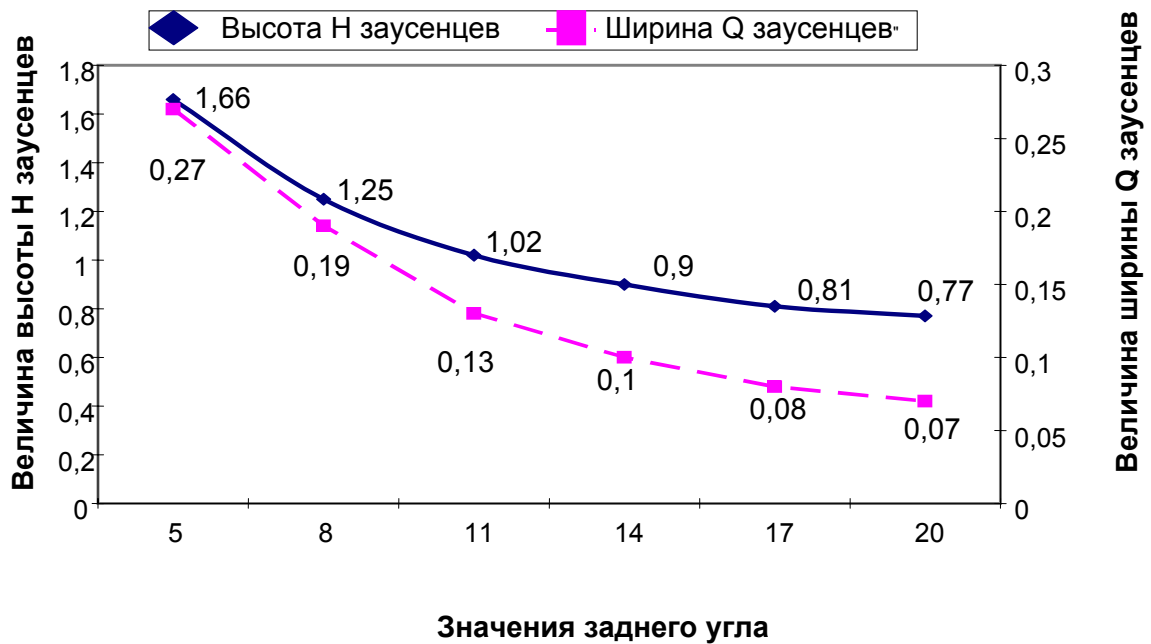


Рисунок 6 – Зависимость высоты H и толщины Q от величины заднего угла

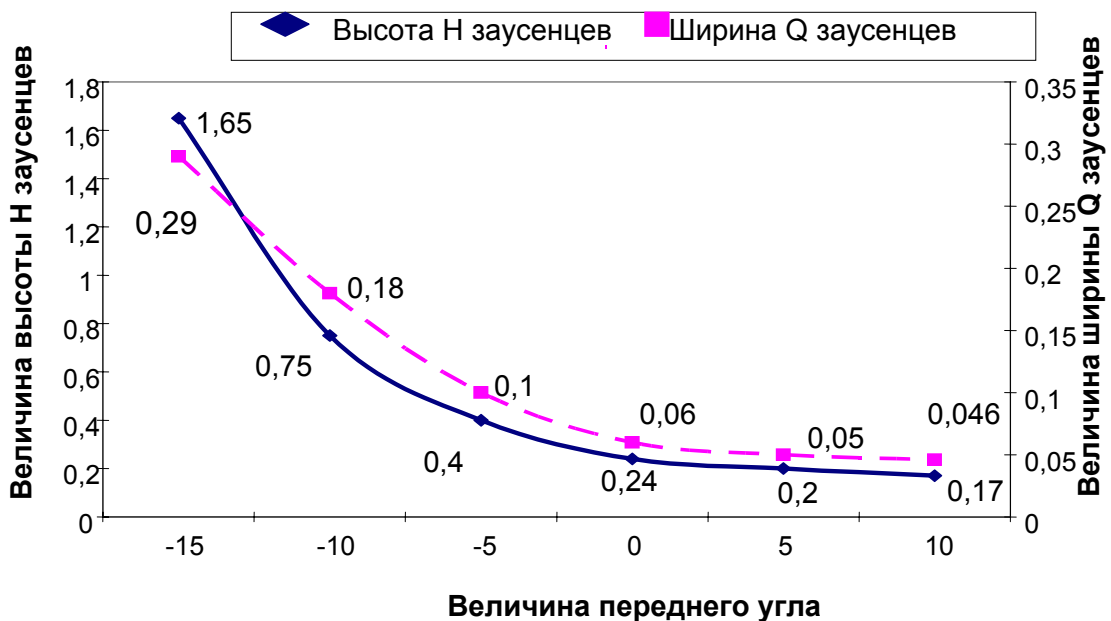


Рисунок 7- Зависимость высоты H и ширины Q заусенцев от величины переднего угла

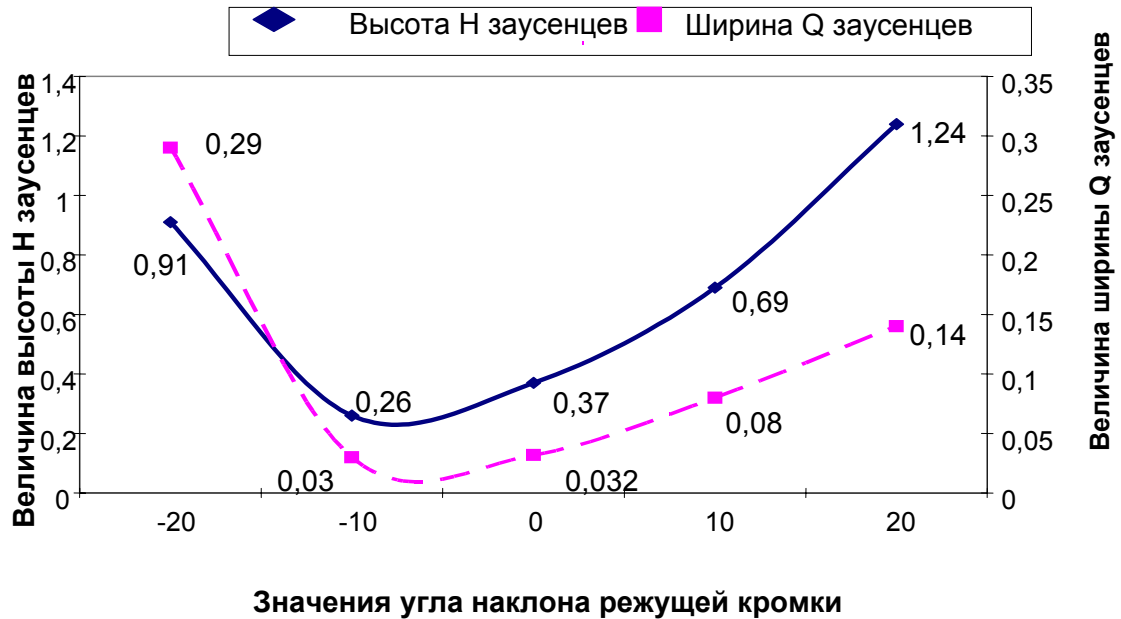


Рисунок 8- Зависимость высоты H и ширины Q заусенцев от величины угла наклона режущей кромки

Таким образом, результаты экспериментальных исследований дают основание рекомендовать при обработке стали 45 следующие геометрические параметры дисковой фрезы:

- передний угол  $\gamma$  равный  $10^\circ$ ;
- главный задний угол  $\alpha$  равный  $12^\circ$ ;
- угол наклона режущей кромки  $\lambda$  равный  $-10^\circ$ .

На следующем этапе разрабатывалась геометрическая модель дисковой фрезы в пакете Solidworks, который позволяет создавать как поверхностные, так и твердотельные модели. Для моделирования сборного инструмента, имеющего сложную пространственную геометрию, использована поверхностную модель. При проектировании державки фрезы использованы макросы, позволяющие автоматически создавать типовые элементы. В рассматриваемом примере проектировалась фреза с режущей пластиной с гладкой передней поверхностью. Проблема проектирования элементов стружкодробления изучена ранее [1] и имеется возможность их проектирования по специальной методике. При этом учитываются особенности стружкодробления для различных обрабатываемых материалов и условий резания. Использование САД-системы при проектировании инструмента позволяет с заданной точностью и без выполнения дополнительных ручных расчетов определять геометрию паза под режущую пластину и элементы ее крепления в корпусе (рис. 4). Аналогично создана модель элементов крепления СМП. Для проверки всей конструкции в целом выполнена сборка (рис. 5), что позволило получить информацию о внешнем виде и особенностях

інструмента, виконати розрахунок масо-інерційних характеристик інструмента. Побудована геометрична модель в подальшому може використовуватися для генерації кінечно-елементної сітки і для генерації управляючих програм для обробки окремих елементів на станках з ЧПУ.

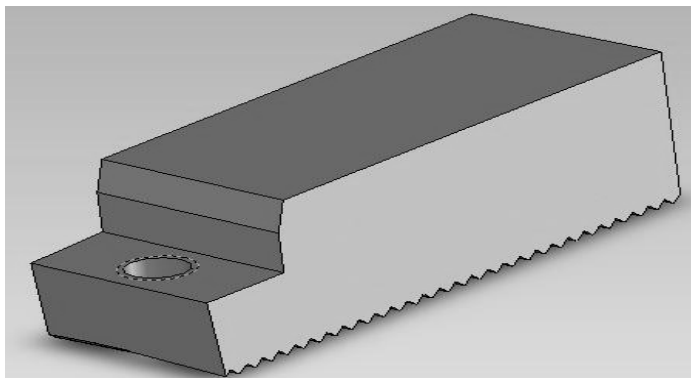


Рисунок 4 – Корпус ножа сборной дисковой фрезы

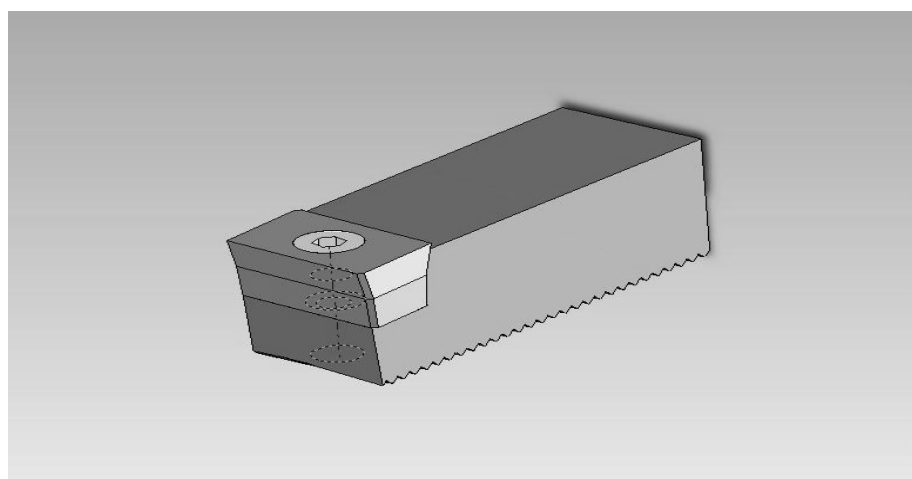


Рисунок 5 – Сборный нож сборной дисковой фрезы

Третий етап – інженерний аналіз, де сформована модель підверглася розрахунковому дослідженню на механічні, теплові і др. види впливів з метою отримання свідень про міцнісні, динамічні, теплофізичні і інших властивостях, які мають зв'язок з вихідними показателями якості режущого інструмента. По результатам цього етапу первинна модель підвергається в разі необхідності корекції. На цьому етапі в першу чергу оцінювалося напружено-деформоване (НДС) стан СМП як найбільш небезпечного з точки міцності елемента збирного режущого інструмента. Задача визначення НДС збирного режущого інструмента в цілому фізично лінійна (виконується закон Гука) і геометрично нелінійна (з урахуванням контактної природи взаємодії елементів збирного режущого



інструмента). Решение нелинейных задач осуществляется итерационными методами и требует значительно больших затрат, чем решение линейных задач. Поэтому задача решалась с использованием суперэлементного подхода. При этом для каждого элемента сборного режущего инструмента отдельно: СМП, державка, винт; в пакете CosmosWorks формировались конечно-элементные модели, которые затем с помощью известных процедур преобразовывались в суперэлементы. Таким образом, общая конечно-элементная модель состояла из трех суперэлементов: СМП, державки, винта. В процессе основного решения определялись общие деформации всего сборного режущего инструмента в целом и усилия взаимодействия между его элементами. По компонентам напряжений рассчитывались эквивалентные напряжения по выбранной теории прочности и оценивался коэффициент запаса прочности. Силы резания моделировались как сосредоточенные силы, приложенные в узлах на режущей кромке. Максимальные эквивалентные напряжения, как оказалось, действуют на поверхностях СМП (рис. 8). Возможности инженерного анализа, проводимого с помощью метода конечных элементов, не ограничиваются приведенным примером. Точно так же выполняется любой другой вид анализа: тепловой, электромагнитный, смешанный термомеханический и др.

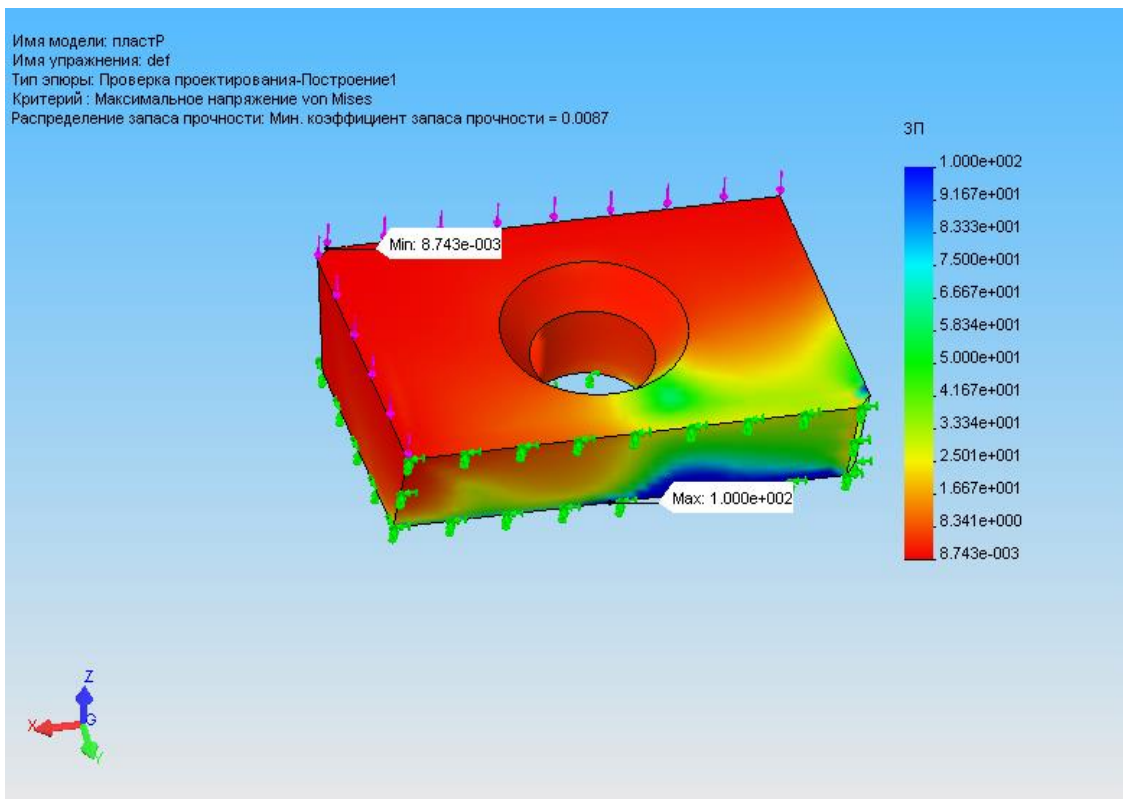


Рисунок 6 – Распределение напряжений в СМП ножа дисковой фрезы

Разработанная методика может быть дополнена этапом технологического проектирования, который предусматривает получение управляющих программ обработки резанием заготовки корпуса фрезы на фрезерном станке с ЧПУ. Наличие сформированной в пакете Solidworks модели инструмента, включающей отдельные подмодели на каждую сборочную единицу, позволит решить задачу разработки программы легко и без ошибок пересчета координат, проверить корректность заданных параметров, имитировать обработку на экране монитора, осуществлять визуальный контроль правильности обработки и т.д.

Предложенная методика выбора и проектирования позволит обеспечить требуемые показатели качества режущего инструмента на стадии разработки проекта с отработкой технологического процесса изготовления в виде сквозного процесса безбумажного проектирования в системе «человек–компьютер–станок».

### **Литература**

- 1 Гузенко В.С., Васильченко Я.В. Проектирование сменных многогранных пластин для требуемой области эксплуатации/ Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем.- Краматорск: ДГМА.- 1999.- С.140-145.
- 2 Васильченко Я.В., Клименко Г.П. Эксплуатация резцов со сменными многогранными пластинами при обработке сталей с затрудненным стружкодроблением.// Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века. Специальный выпуск- материалы V международной конференции "Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века". Т1.- Донецк: ДонГТУ. Выпб.- 1998.- С.138-139.

УДК 621.9

**Лубенская Л.М., Ясуник С.Н., Кузнецов В.В.**  
ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ НА УСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ МАТЕРИАЛА**

*In the article the estimation of influencing of vibration abrasive processing of parts on fatigue resistance of a material is made, definite during tests is model on a gap.*

Работоспособность машины и ее эксплуатационные свойства в значительной степени зависят от качества поверхностей деталей (микро-, макронеровностей, физико-механических свойств поверхностного слоя, остаточных напряжений и др.)

К основным эксплуатационным свойствам деталей, в значительной степени зависящих от качества поверхности относят стойкость к износу, к коррозии, к усталостному разрушению и т.п.

Способность материала выдерживать повторные или знакопеременные нагрузки – усталостная прочность зависит от шероховатости их поверхностей. Наличие на поверхности детали, работающей в условиях циклической и знакопеременной нагрузок, отдельных дефектов и неровностей способствует концентрации напряжений, которые могут превысить предел прочности металла. В этом случае поверхностные дефекты и обработочные риски играют роль очагов возникновения субмикроскопических нарушений сплошности металла поверхностного слоя и его разрыхления, являющихся первопричиной образования усталостных трещин [1].

Усталостная прочность деталей машин в значительной степени зависит от упрочнения (наклепа) металла поверхностного слоя. Упрочнение металла до определенных пределов уменьшает амплитуду циклической пластической деформации и предотвращает возникновение субмикроскопических нарушений сплошности (разрыхления), порождающих развитие усталостных трещин.

Кроме того, создание упрочненного наклепанного поверхностного слоя препятствует росту существующих и возникновению новых усталостных трещин. Такой слой может значительно нейтрализовать вредное влияние наружных дефектов и шероховатости поверхности.

Также усталостная прочность деталей зависит от величины, знака и глубины распространения остаточных напряжений поверхностного слоя. Многочисленными исследованиями установлено, что при наличии в поверхностном слое остаточных напряжений сжатия предел выносливости

детали повышается, а при наличии остаточных напряжений растяжения - снижается, причем остаточные напряжения сжатия в большей мере повышают предел выносливости, чем снижают его такие же по величине остаточные напряжения растяжения [2].

Целенаправленное формирование поверхностного слоя заданного качества, исходя из требований продолжительной и надежной эксплуатации деталей, обеспечивается путем применения следующих методов:

последовательные технологические методы с рациональным назначением этой последовательности, режимов и условий обработки;

методы поверхностной термической обработки (обычная закалка, закалки токами высокой частоты (ТВЧ));

химико-термические методы (цементация, азотирование, цианирование);

диффузионная металлизация (диффузионное алитирование, хромирование, силицирование и др.);

покрытие поверхностей твердыми сплавами и металлами (покрытие литыми и порошкообразными сплавами);

металлизация поверхностей (распылением расплавленным металлом);

механические методы поверхностной упрочняющей обработки.

К последним методам также относится обработка свободными абразивами в вибрирующих контейнерах. Вибрационная обработка представляет собой процесс последовательного воздействия на поверхность обрабатываемой детали абразивных зерен гранул, представляющих собой соответственно совокупность в определенном соотношении абразивного и связующего компонентов. Это воздействие является следствием передачи силовых импульсов от стенок вибрирующего контейнера. При этом происходит динамический контакт абразивных зерен гранулы с поверхностью обрабатываемой детали, приводящий к микрорезанию в результате относительного проскальзывания и к выкрашиванию материала поверхности в результате последовательных ударов.

В НИЛ ОСА ВНУ им. В.Даля производились исследования прочностных свойств поверхностного слоя деталей, прошедших операцию виброшлифования. С этой целью обработанные данным способом образцы и образцы после операции шлифования на круглошлифовальном станке подвергались испытаниям на усталость при разрыве.

В качестве объектов испытаний были приняты круглые образцы из стали 18Х2НЧМА диаметром 15 мм, обработанные точением с

последующим виброшлифованием и шлифованием в центрах. На рис. 1 показан опытный образец.

Операция виброшлифования проводилась на ВиО-станке в рабочей среде, состоящей из боя шлифовальных кругов КУ ЧТ-ВТ в течение 4 часов с частотой 37 Гц и амплитудой 3 мм. При этом в течение первых 2 часов применялся рабочий раствор, состоящий из азотной кислоты (30 мл/л) и медного купороса (30 г/л), а во вторые 2 часа – азотная кислота (30 мл/л) и красная кровяная соль (10 г/л).

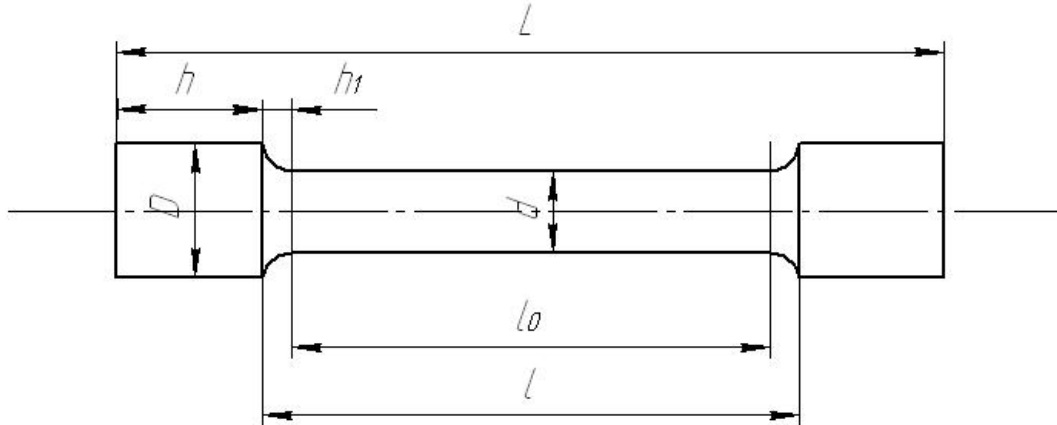


Рисунок 1 – Опытный образец

№ обр.	d	$l_0$	D	L	l	h	$h_1$	$h_2$
1	20	200	30	290	220	25	10	10
2	15	150	25	220	165	25	7,5	7,5

Образцы предварительно обрабатывались точением до шероховатости  $Ra=2,5$  мкм, затем в предварительной партии один образец обрабатывался виброшлифованием до получения шероховатости  $Ra=0,63$  мкм. Испытания проводились на гидравлической разрывной машине ГРМ-1 с закреплением образца в верхнем и нижнем патронах.

В целях получения предварительного результата по определению предела выносливости на разрыв с минимальной затратой времени, было предложено применить метод ускоренных испытаний Муратова. По этому методу предел выносливости определялся по результатам испытаний двух образцов. При этом заранее предполагалось, что нагрузки должны прикладываться такими, чтобы полученные точки попадали на ветвь ограниченной долговечности кривой Веллера.

Как известно, предел усталости по этому методу рекомендуется определять по зависимости:

$$\sigma_{-1} = \sigma_0 - \frac{N_1 - N_2}{\frac{N_1}{\sigma_0 - \sigma_1} - \frac{N_2}{\sigma_0 - \sigma_2}}, \quad (1)$$

где  $\sigma_T$  – предел текучести при растяжении.

Этот метод позволяет также определить число циклов ограниченной долговечности  $N_i$  металла при любом заданном напряжении  $\sigma_i$  и предел ограниченной долговечности его при каком-то другом, произвольно заданном напряжении.

Последний параметр является опорным пределом долговечности  $N_0$  при напряжении  $\sigma_0 > \sigma_{-1}$

$$N_i = N_0 \frac{(\sigma_0 - \sigma_{-1})(\sigma_0 - \sigma_i)}{(\sigma_0 - \sigma_0)(\sigma_i - \sigma_{-1})}. \quad (2)$$

Предлагалось получить точки  $\sigma_2=750$  МПа,  $N_2=50 \cdot 10^3$  и  $\sigma_1=600$  МПа,  $N_1=2 \cdot 10^6$ , проводя испытания на следующих режимах:

№ п/ п	Напряжение, МПа	Предполагаемое число циклов	Нагрузка		Потребное кол-во часов на испытание	Всего
			Pmax	Pmin		
1	600	$2 \cdot 10^6$	10	2	5,6	7 часов
2	750	$50 \cdot 10^3$	13	2	1,4	

После предварительного определения предела выносливости образцов были проведены дополнительные испытания с целью исключения влияния систематических ошибок с таким расчетом, чтобы на каждую точку получилось не менее 3-х испытаний.

Испытания на усталостную прочность проводились на машине МУИ-6000. Машина МУИ-6000 предназначена для испытания образцов из исследуемых материалов, подверженных воздействию повторно-переменных нагрузок при частоте изгиба вращающегося образца.

По способу нагружения машина МУИ-6000 относится к испытательным машинам, осуществляющим принцип постоянства заданной величины на нагружение образца в течение всего времени испытания. При этом режим изменения напряжения в испытываемом образце происходит по симметричному циклу.

По способу и характеру возбуждения сил, деформирующих образец, машина относится к типу испытательных с рычажной системой нагружения. Отношения плеч 1:4:4.

Усталостная прочность материала образцов определялась в соответствии с ГОСТ 25.504-82 «Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости».

Форма образцов и размеры приведены на рис. 2.

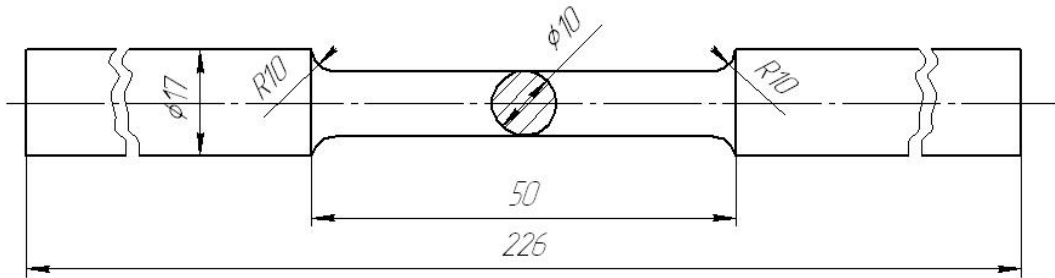


Рисунок 2 – Формы и размеры образца

Испытание образцов производилось с применением общеизвестной нижеприведенной зависимости

$$\sigma_a = \frac{M}{W},$$

где  $M = Pl$  – изгибающий момент во всей рабочей поверхности образца, Н мм;

$W = \frac{\pi d^3}{32}$  – осевой момент сопротивления расчетного сечения образца, мм;

$P = \frac{Q}{2}$  – нагрузка, приложенная к образцу, Н;

$l$  – расстояние от точки приложения силы до ближайшей опоры, мм;

$Q$  – нагрузка, Н.

База испытаний (число циклов), при которой определялся предел выносливости, рассчитывался по зависимости:

$$N = 60tn,$$

где  $t$  – продолжительность испытания с момента нагружения до момента разгружения или момента прекращения испытания, час;

$n$  – номинальное число оборотов испытываемого образца.

Для данных испытаний была принята база испытаний, равная  $10^7$  циклов.

Совершенствование технологии финишных операций отделки поверхностей деталей – один из важнейших резервов повышения усталостной прочности. Накопленный к настоящему времени

экспериментальный материал о влиянии технологии изготовления деталей на предел выносливости показал, что наиболее стойки к знакопеременным нагрузкам детали после поверхностно пластического деформирования [1, 2, 3].

Результаты испытаний образцов на усталость при растяжении приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Результаты испытаний образцов на усталость при растяжении

№ п/п	Значения пределов ограниченной усталости при растяжении, МПа		Количество циклов при пределах ограниченной усталости	
	при обработке образцов по серийной технологии	при обработке образцов по опытной технологии с виброобработкой	при обработке образцов по серийной технологии	при обработке образцов по опытной технологии с виброобработкой
1	840,7	840,7	$9 \cdot 10^3$	$9,6 \cdot 10^3$
2	828	840,7	$4,32 \cdot 10^4$	$4,644 \cdot 10^4$
3	764,3	764,3	$9,24 \cdot 10^4$	$1,016 \cdot 10^5$
4	734,3	764,3	$1,71 \cdot 10^5$	$1,864 \cdot 10^5$
5	726,1	670	$2,574 \cdot 10^5$	$2,87 \cdot 10^5$

Сопоставляя результаты испытаний на усталость образцов, обработанных по серийной технологии и технологии с применением виброобработки, можно заметить, что последние имеют преимущества в области ограниченных пределов усталости. Длительный же предел усталости у образцов обоих типов практически одинаков.

Испытания на изгибную усталостную прочность, проведенные на машине МУИ-6000 показали, что объемная виброабразивная обработка способствует повышению усталостной прочности испытуемой стали в среднем на 7-12%.

Анализ полученных результатов показывает, что объемная виброабразивная обработка способствует повышению усталостной прочности за счет снижения величины шероховатости и увеличения



закругления микронеровностей, т.е. при этом уменьшаются концентраторы напряжений.

Выводы: Проведенные испытания образцов на выносливость при растяжении и усталостную прочность при изгибе показали:

Образцы, обработанные виброшлифованием с применением поверхностно активных жидкостей, в области ограниченной усталости имеют пределы выносливости на 5-10 % выше, чем образцы, обработанные по серийной технологии.

В области неограниченной усталости пределы выносливости образцов, обработанных по серийной и опытной технологии, имеют практически одинаковые пределы выносливости, равные 638 МПа.

Проведенные сравнительные испытания цилиндрических образцов из стали 18Х2НЧМА на выносливость при растяжении показали, что для отделки поверхностей деталей целесообразно применять виброшлифование, не опасаясь снижения выносливости.

Применение виброобработки для деталей из стали 18Х2НЧМА на финишных операциях способствует повышению усталостной прочности.

Список литературы

### Литература

- 1 Маталин А.А. Технология машиностроения. Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
- 2 Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть I / Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д., Колесников В.И., Яценко В.К., Качан А.Я., Цивирко Э.И., Орлов М.Р., Замковой В.Е., Мозговой В.Ф., Рубель О.В. – Запорожье: изд-во ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.
- 3 Харламов Ю.А., Будагьянц Н.А. Основы технологии восстановления и упрочнения деталей машин. Учебн. пос. в 2 т. Т 2. – Луганск: изд-во ВНУ им. В.Даля, 2003. – 480 с.

**Заблоцкий В.К., Лапченко А.В.**

ДГМА, Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ БОРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ РЕЖУЩЕГО И ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА**

*The mechanism of formation of wearproof coverings by simultaneous and consecutive saturation B and Ti is investigated. Optimum processes of saturation B and Ti are established.*

### ***Введение***

Известно, что борирование обеспечивает высокую износостойкость поверхностного слоя сталей и сплавов [1]. Борирование широко применяется для упрочнения режущего и штампового инструмента [2-6]. Энергосбережение – еще одно преимущество борирования инструмента перед традиционными средствами упрочнения, в частности – азотированием [7].

Однако существенным недостатком является тот факт, что в процессе эксплуатации боридные слои выкрашиваются из-за повышенной хрупкости, основной причиной которой является монолитность слоев. В литературе встречаются описания различных способов понижения хрупкости боридных слоев. Так, авторы работы [8] проводили обработку борированной поверхности электронным пучком в вакууме. В работе [9] авторы понижали хрупкость боридных слоев введением в насыщающую смесь переходных и редкоземельных металлов, а в работе [10] авторы процесс борирования совмещали с термоциклированием. Известно также, что понижение хрупкости боридных покрытий может обеспечиваться насыщением бором совместно или последовательно с другими элементами: хромом, вольфрамом, молибденом, цирконием [1]. Однако в литературе недостаточно данных о механизме формирования двухкомпонентных покрытий, а также о влиянии на него последовательности насыщения и составов насыщающих смесей.

Целью данной работы являлось определение возможности применения процесса боротитанирования для снижения хрупкости боридных слоев путем формирования структуры, состоящей из боридов железа, расположенных в мягкой твердорастворной основе.

### ***Экспериментальные исследования***

Для выбора оптимальной технологии процесса боротитанирование проводили по нескольким вариантам:

1. Последовательное насыщение бором и титаном. Состав смеси для борирования: 50%  $B_4C$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ ; для титанирования: 50%  $FeTi$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ .

2. Последовательное насыщение титаном и бором. Для выяснения влияния поставщика атомов титана и активатора на процесс последовательного боротитанирования предварительное титанирование проводили в следующих смесях:

№1 - 50%  $FeTi$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $NH_4Cl$ ;

№2 - 50%  $FeTi$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ ;

№3 - 50%  $Ti$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $NH_4Cl$ ;

№4 - 50%  $Ti$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ ;

№5 - 50%  $Ti$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $NaCl$ ;

последующее борирование проводили в смеси, содержащей 50%  $B_4C$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ .

3. Совместное боротитанирование. Состав смеси: 15%  $H_3BO_3$ , 35%  $FeTi$ , 5%  $FeAl$ , 48%  $Al_2O_3$ , 2%  $CaF_2$ . Ферроалюминий вводили в насыщающую смесь для улучшения диффузии В и Тi.

Исследования проводили применительно к стали 10, предполагая в дальнейшем возможность изготовления из нее режущего инструмента.

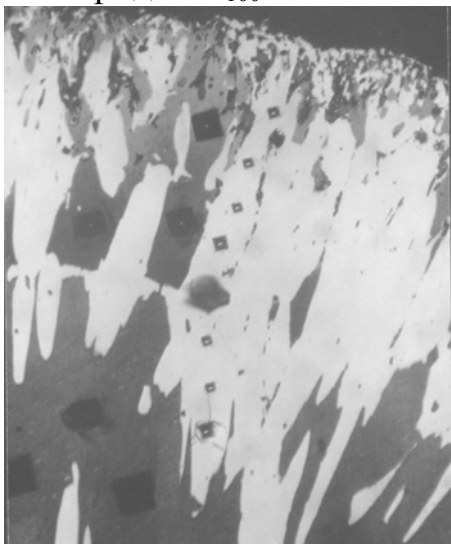
Температура каждого из процессов составляла  $1000^{\circ}C$ , выдержка – 5 ч. Структуру слоя исследовали с помощью микроскопа МИМ - 8 и микротвердомера ПМТ – 3. Применяли химическое травление микрошлифов в 4% растворе азотной кислоты в этиловом спирте и тепловое травление.

Результаты исследований показывают, что микроструктуры слоев, полученных вышеперечисленными способами, значительно отличаются друг от друга.

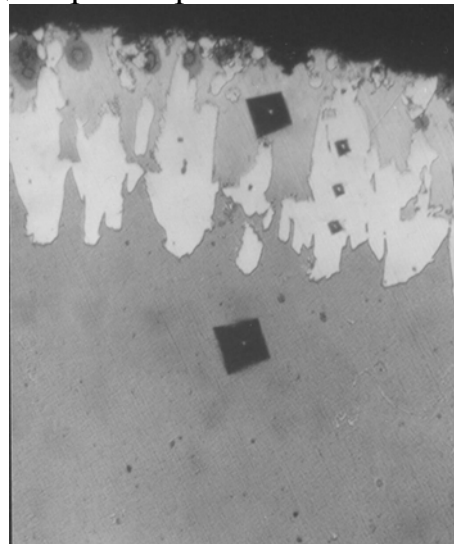
Фазовый состав слоя, полученный последовательным борированием и титанированием, представляет собой иглы боридов железа, расположенных в твердом растворе В и Тi в железе (рис. 1 а). Микротвердость боридов  $H_{100}$  17770...15300 МПа, глубина – 0,4 мм. Микротвердость твердого раствора  $H_{100}$  2420...2290 МПа, глубина – 0,2 мм. Микротвердость основного металла  $H_{100}$  1480...1270 МПа.

В результате последовательного титанирования и борирования в выбранных смесях были получены следующие результаты. После титанирования в смесях №1, 2, 4, 5 микроструктура слоя представляет собой твердый раствор титана в железе. Микротвердость и глубина слоев зависимости от состава смеси приведены в таблице. Титанирование в смеси №3, содержащей порошок титана и хлористый аммоний в качестве активатора привело к образованию на поверхности стали тонкого слоя нитрида титана. Последующее борирование этих образцов не проводили. После борирования образцов, титанированных в смесях №1, 2, 4 микроструктура слоя

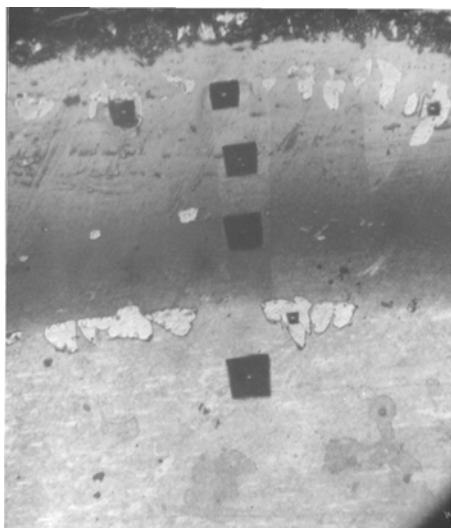
представляла собой твердый раствор бора и титана в железе, в котором от поверхности на глубину до 0,02 мм располагаются бориды округлой формы. На границе твердого раствора с основным металлом также располагаются отдельные участки боридов округлой формы (рис. 1 в). Микротвердость боридов  $H_{100}$  17770...15300МПа, твердого раствора –



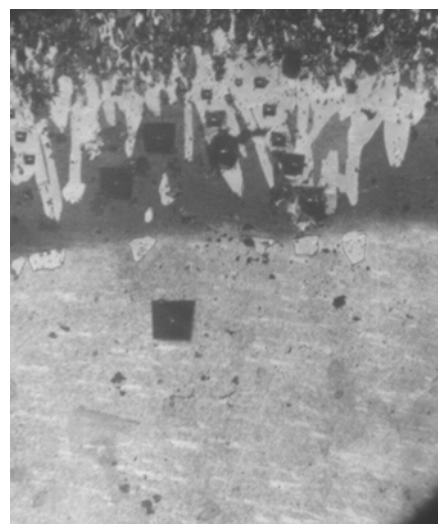
а



б



в



г

а – последовательное боротитанирование; б – одновременное боротитанирование; в, г – последовательное титаноборирование

Рисунок 1 – Микроструктура боротитанированных слоев, полученных различной последовательностью насыщения стали В и Ti.

$H_{100}$  2420...2290 МПа. После борирования образцов, титанированных в смеси №5 микроструктура слоя представляет собой слой твердого раствора, в котором (в отдельных местах до границы с основным металлом) расположены бориды иглообразной формы с микротвердостью  $H_{100}$  17770...15300 МПа (рис. 1 г). Микротвердость твердого раствора -  $H_{100}$  2420...2290 МПа. Поскольку микротвердость титанированного слоя, полученного в смеси №5 – самая низкая, можно предположить, что на формирование боридных слоев на титанированной стали оказывает существенное влияние концентрация титана в поверхностном слое. Чем она выше – тем меньше боридов образуется в поверхностном слое, и, следовательно, тем ниже его износостойкость.

Таблица 1 – Зависимость глубины и микротвердости титанированного слоя от состава смеси

№ процесса	Состав смеси	Микротвердость, $H_{100}$ , МПа	Глубина слоя мм
1	50% FeTi, 48% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 2% NH <sub>4</sub> Cl;	3190...2380	0,15
2	50% FeTi, 48% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 2% CaF <sub>2</sub> ;	2540...1950	0,15
4	50% Ti, 48% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 2% CaF <sub>2</sub> ;	2230...1480	0,15
5	50% Ti, 48% Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 2% NaCl;	1770...1640	0,1

При одновременном насыщении бором и титаном на поверхности стали образовался слой, состоящий из отдельных иглообразных боридов железа, расположенных в твердом растворе титана и бора в железе. Микротвердость боридов  $H_{100}$  17770...15300 МПа, глубина - 0,12...0,15 мм; твердого раствора -  $H_{100}$  2420...2290 МПа, глубина - 0,07...0,08 мм.

### **Выводы**

Для достижения поставленной цели достаточным является проведение последовательно борирования, а затем титанирования или комплексного насыщения бором и титаном одновременно. Анализ процесса последовательного боротитанирования позволяет сделать заключение, что титанирование «разрыхляет» сплошной слой боридов по их границам. В этом случае титан растворяет пограничные слои боридов, образуя твердый раствор В и Ti в железе. Нерастворенные части боридов остаются в твердом растворе. В случае комплексного насыщения, по-видимому, в процессе нагре-

ва при более низких температурах сначала образуются бориды, а затем, при более высоких температурах, атомы титана диффундируют по границам боридов и образуют твердый раствор В и Тi в железе.

Таким образом, боротитанирование позволяет создать в поверхностном слое структуру, обладающую повышенной износостойкостью и пониженной хрупкостью за счет расположения боридов в твердорастворной основе.

### Литература

- 1 Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник / Под ред. Л.С. Ляховича. – М.: Металлургия, 1981. – 422 с.
- 2 Коростелев В. Ф., Петров А. С., Игнатенко Н. М. Особенности борирования инструментальной стали 4Х5МФС из газовой фазы *Металловед. и терм. обраб. мет.*. 1990, N11, с. 26-29
- 3 Шинкевич Ю.А., Обунеев И. Б., Корнопольцев В. Н., Рогожко С.П., Намдаков Д. Ж. Химико-термическая обработка резцов из быстрорежущей стали 4 Собр. *металловедов России, Пенза, 23-25 сент., 1998: Сб. матер. Ч. 1. Пенза. 1998, с. 110-112.*
- 4 Салманов Н. С. Бороазотирование штампов горячего деформирования *Изв. вузов. Чер. металлургия. 1997, N 2, с. 76-77.*
- 5 Околович Г. А., Макаренко В. С. Способы повышения стойкости штампов горячего деформирования *Рос. науч.-техн. конф. "Нов. матер. и технол.", Москва, 4-5 февр., 1997: Тез. докл. Направление: Материаловед. и технол. матер. М. 1997, с. 93*
- 6 Смирнягина Н. Н., Сизов И. Г., Семенов А. П. Электронно-лучевое борирование инструментальных сталей 6 *International Conference on Modification of Materials with Particle Beams and Plasma Flows, Tomsk, 23-28 Sept., 2002:*
- 7 Файншмидт Е. М., Пегашкин В. Ф. Химико-термическая обработка инструмента для горячей штамповки *Металловед. и терм. обраб. мет.*. 2000, N 7, с. 10-13
- 8 Сизов И. Г., Смирнягина Н. Н., Семенов А. П., Прусаков Б. А., и др. Способ комбинированного борирования углеродистой стали Пат. 2210617 Россия, МПК {7} С 23 С 8/70, 8/80. *Вост.-Сиб. гос. технол. ун-т, Бурят. науч. центр СО РАН. N 2001132103/02; Заявл. 29.11.2001; Оpubл. 20.08.2003*
- 9 Liu Yongxin Анализ и контроль хрупкости боридного слоя *Jixie gongcheng xuebao=Chin. J. Mech. Eng.*. 1996. 32, N 1, с. 50-55. Кит.; рез. англ.
- 10 Sofroshenkov A. F., Pomelnikova A. S., Starodubtseva L. A. Химическая термоциклическая обработка стали. *Chemical thermocyclical steel treatment Heat Treat. and Technol. Surface Coat.: New Process. and Appl. Exper.: Proc. 7th Int. Congr. Heat Treat. Mater., Moscow, Dec. 11-14, 1990. с. 120-125.*

**Кинденко Н.И.**

ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ВОЛЬФРАМОСОДЕРЖАЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ОБРАБОТКОЙ В ИМПУЛЬСНОМ МАГНИТНОМ ПОЛЕ**

*It's shown that the raising of reliability of tungsten tool processed by impulse magnetic field depends on many factors concerning both the conditions of influence upon the instruments by magnetic field, that is the nature of magnetic field, its tensity and time of staying of the tool in inductor and the conditions of exploitation of the tool – conditions (regimes) of cutting, magnetic state, etc.*

### ***Введение***

Проблема износостойкости и долговечности инструмента имеет чрезвычайно большое значение. В настоящее время разработаны способы повышения стойкости инструмента, которые основаны на использовании сложных физических явлений как в процессе работы инструмента, так и при его изготовлении. Одним из основных направлений физической технологии упрочнения является импульсная магнитная обработка материалов.

Эффективность способа магнитной обработки зависит от целого ряда факторов, относящихся как к условиям воздействия на инструмент магнитным полем (характер магнитного поля, его напряженность и время выдержки инструмента в индукторе), так и к условиям, в которых этот инструмент эксплуатируется (режимы резания, магнитное состояние инструмента и др.).

### ***Общие положения***

При магнитном воздействии вещество изменяет свои физические и механические свойства.

Улучшение свойств у ферромагнитных деталей, прошедших импульсную магнитную обработку достигается за счет направленной ориентации свободных электронов вещества внешним полем, вследствие чего увеличивается тепло- и электропроводимость материала. Взаимодействие импульсного магнитного поля с инструментом из токопроводящего материала происходит тем интенсивнее, чем выше структурная и энергетическая неоднородность вещества [1].

При изготовлении реальных инструментов в материале неравномерно концентрируется некоторое количество избыточной

енергии, с увеличением которой возрастает вероятность разрушения инструмента.

Применяя магнитную обработку можно значительно уменьшить избыточную энергию материала, связанную с концентрацией внутренних и поверхностных напряжений в инструменте, и снизить до минимума вероятность его поломки.

Для каждого материала существует оптимальное значение внешнего импульсного магнитного поля, при котором концентрация напряжений в материале, а, следовательно, и избыточная энергия предельно уменьшается, вследствие чего повышается надежность инструмента.

Быстрорежущая сталь, как любое твердое тело, обладает упругим внутренним полем, обусловленным реальной дислокационной структурой. С наложением магнитного поля на материал на это собственное упругое поле накладывается упругое поле, вызванное магнитострикционной деформации [2].

Взаимодействие упругого поля, обусловленного магнитострикцией стали, с упругим полем ее реальной дислокационной структурой приводит к появлению локальных перенапряжений.

В тех местах, где эти локальные перенапряжения превышают пределы упругости материала, формируются очаги пластической деформации. С увеличением плотности дислокации, когда лес дислокаций все более затрудняет их собственное движение в других плоскостях скольжения, сталь претерпевает своеобразный наклеп, что выражается в изменении параметра решетки мартенсита и снижении температуры обратного мартенситного превращения [3].

### ***Основная часть***

Упрочнение тесно связано с работой намагничивания единицы объема инструментального материала, а, следовательно, и с величиной напряженности магнитного поля ( $H$ ).

Исследования показали, что относительно слабые магнитные поля не приводят к изменению значений твердости ( $HRC$ ) и теплостойкости ( $HRC_T$ ). Необходимо отметить, что значение твердости и теплостойкости для каждого значения поля замерялись в течение ряда суток, вплоть до окончания изменения его значений.

Результаты исследований показаны на рис. 1.

Значения твердости и теплостойкости имеют максимум при напряженности поля  $H=1,2 \cdot 10^5$  А/м. Дальнейшее увеличение напряженности магнитного поля приводит к снижению твердости и теплостойкости, и при  $H=1,6 \cdot 10^5$  А/м эти параметры практически не отличаются от твердости и теплостойкости в исходном положении.



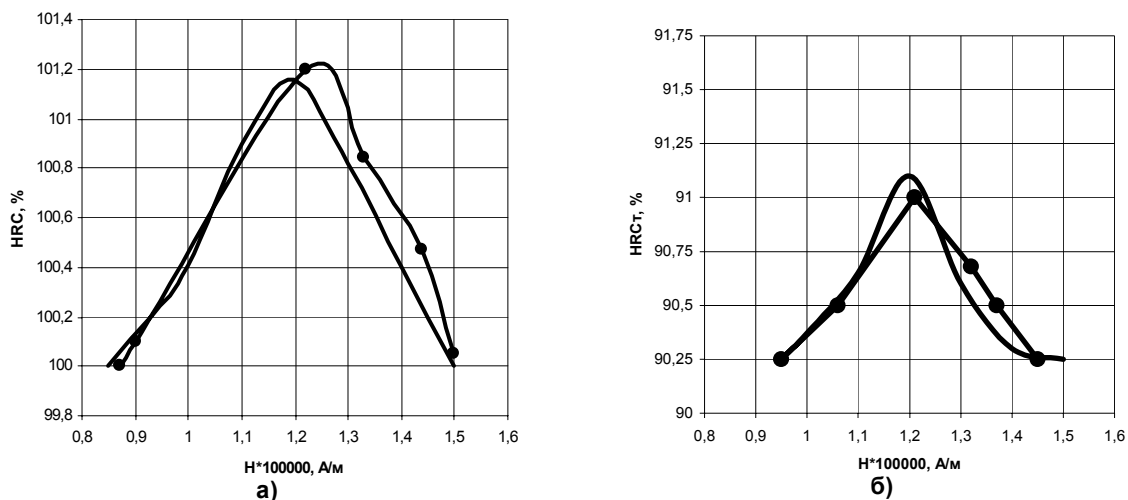


Рисунок1 - Зависимость изменения твердости и теплостойкости стали Р6М5 от напряженности магнитного поля

Установлено, что наибольшее повышение стойкости магнитнообработанного инструмента и наибольшее повышение значений твердости и теплостойкости получены при одних и тех же значениях рабочего поля  $H=1,2 \cdot 10^5$  А/м.

Максимальное повышение твердости и теплостойкости быстрорежущей стали при напряженности поля  $H=1,2 \cdot 10^5$  А/м происходит за счет магнитострикционного субструктурного упрочнения. Все опыты проводились с частотой следования импульсов 5 Гц, так как варьирование частоты импульсов не влияет на изменение твердости исследуемых сталей.

Время выдержки инструмента в процессе магнитной обработки является важным элементом режима магнитной обработки. Для быстрорежущих сталей достаточно времени воздействия магнитного поля в течение 60 с., чтобы достичь наибольшего увеличения твердости материала.

Динамика старения изучалась на образцах из быстрорежущей стали Р6М5. Окончанием времени старения считалось такое время, по истечению которого прекращалось изменение твердости образцов.

Данные о влиянии времени старения образцов после магнитной обработки приведены на рис. 2.

Эти данные показывают, что рост твердости образцов из стали марки Р6М5 начинается после 6 часов после обработки и через 24 часа после этой операции достигает наибольших значений.

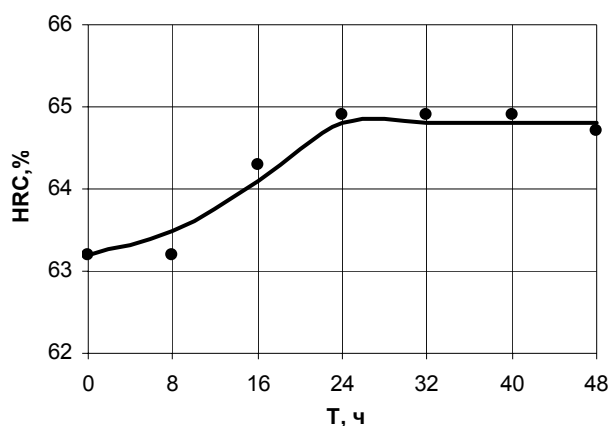


Рисунок 2 - Зависимость твердости стали Р6М5 от времени старения после магнитной обработки

Повышение стойкости инструмента происходит не за счет недостатков термической обработки, а за счет улучшения свойств инструментального материала и в первую очередь таких эксплуатационных свойств как твердость и теплостойкость.

После обработки импульсным магнитным полем в инструментальном материале происходят изменения, как в кристаллической решетке матрицы, так и в карбидной фазе.

Атермическое мартенситное превращение возникает в результате увеличения амплитуды колебаний кристаллической решетки аустенита, которые стремятся превратить ее в решетку мартенсита. Под воздействием импульсного магнитного поля возбуждение вызвано изменением направления спиновых моментов электронов, в том числе в ядрах дислокаций, что сопровождается появлением упругих напряжений магнитострикционной природы и активизацией дислокационных процессов.

Релаксационный процесс в условиях ускоренной диффузии протекает в инструментальном материале после воздействия поля при комнатной температуре и переводит систему дефектов структуры в квазиравновесное состояние, которое характеризуется новым распределением дефектных комплексов и пониженным уровнем внутренних напряжений.

Работоспособность инструмента из быстрорежущих сталей при достаточно высоких скоростях резания определяется способностью быстрорежущей стали сопротивляться необратимым, динамически протекающим рекристаллизационным процессам вблизи задней поверхности.

У сверл из стали Р6М5, обработанных в импульсном магнитном поле с применением твердых смазок замедляется развитие очагов износа передней и задней поверхностей инструмента. Отсутствие дополнительных очагов износа у краев контактных площадок сверла положительно влияет на стойкость сверла, так как при этом устраняются источники интенсивного трения и тепловыделения.

С увеличением скорости резания стойкость инструмента обработанного ОИМП становится заметно больше по сравнению со стойкостью сверл при обычном сверлении.

Первопричиной улучшения эксплуатационных характеристик сверл, подвергнутых магнитной обработке, является изменение свойств инструментального материала. Оно происходит за счет магнитострикционного упрочнения быстрорежущей стали, что выражается в повышении ее теплостойкости.

Для оценки влияния ОИМП на содержание этих процессов были проведены специальные опыты. Оценка эффективности магнитной обработки инструмента проводилась при помощи коэффициента повышения стойкости ( $K_T$ ), под которым понимается отношение  $T_m/T_{исх.}$ , где:

$T_m$  – стойкость инструмента после обработки в импульсном магнитном поле;

$T_{исх.}$  – стойкость того же инструмента в исходном состоянии.

Исследование влияния напряженности магнитного поля на коэффициент повышения стойкости сверл Р6М5 проводилось во всем диапазоне полей, создаваемых установкой ОИМП. В качестве критерия затупления принимался износ по задней грани  $h_3$ . У сверл  $h_3$  на Расстоянии 0,5мм от периферии сверла принимался 0,3мм.

Зависимость коэффициента повышения стойкости от напряженности магнитного поля (рис. 3) строилась на основании закономерностей износа по задней грани от времени работы инструмента в исходном состоянии и после его магнитной обработки. Напряженность поля при этом менялась в диапазоне  $0,4 \cdot 10^5 \div 1,8 \cdot 10^5$  А/м. Время выдержки инструмента в индукторе было 1 мин.

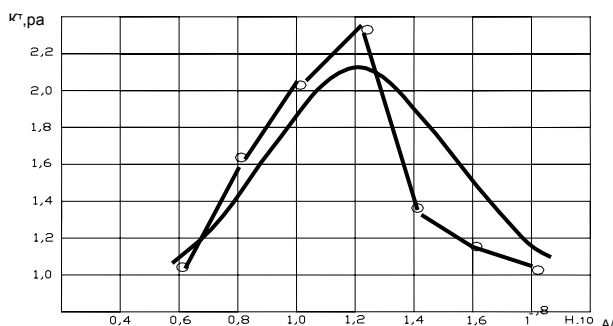


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента повышения стойкости быстрорежущих сверл

Сталь 12Х18Н10Т.  
Сверло Р6М5, Ø6,2 мм.  
Геометрия:  $\alpha = 9^0$ ;  
 $\alpha_1 = 18^0$ ;  $2\varphi = 125^0$ ;  
 $\psi = 55^0$ ;  
Режим резания:  
 $V = 7,8$  м/мин;  
 $S = 0,14$  мм/об.  
Характер поля – импульсное.

Из рис. 3 следует, что воздействие магнитного поля напряженностью около  $0,5 \cdot 10^5$  А/м не привело к повышению стойкости сверла. Затем коэффициент повышения стойкости начал расти пропорционально значению напряжения магнитного поля и достиг максимума при  $H \approx 1,2 \cdot 10^5$  А/м. Дальнейшее увеличение значений  $H$  привело к снижению  $K_T$  и при напряженности поля  $H = 1,75 \cdot 10^5$   $K_T = 1,0$ , т.е. эффект повышения стойкости равен нулю.

Повышение значений напряженности поля за  $1,75 \cdot 10^5$  А/м при очень крутом переднем фронте импульса приводило к снижению стойкости инструмента по сравнению с исходным состоянием, а механизм износа имел характерные признаки хрупкого скалывания. Дальнейшее увеличение напряженности поля приводило к выкрашиванию инструмента во время работы.

### **Выводы**

1 В результате воздействия импульсного магнитного поля происходит изменение физико-механических свойств быстрорежущих сталей, возрастает твердость и инструментальный материал становится более однородный по структуре.

2 Для устойчивого проявления эффекта магнитной обработки инструмента необходимо учитывать значение напряженности магнитного поля, время выдержки инструмента в рабочем индукторе и время старения инструмента после магнитной обработки.

3 Обработка инструмента в магнитном поле принципиально не изменяет механизмы изнашивания инструмента из быстрорежущей стали, сдвигая их в область более высоких скоростей резания за счет снижения уровня термомеханической напряженности зоны резания;

4 Применение магнитообработанного инструмента в комплексе с твердой технологической смазкой стабилизирует процесс обработки и способствует улучшению обрабатываемости конструкционных материалов и режущих свойств используемого инструмента.

### **Литература**

- 1 Зиновьев Н.И., Кинденко Н.И. Технологическое обеспечение повышения износостойкости инструмента из быстрорежущей стали с использованием метода ОИМП // Качество и надежность технологических систем металла обработки.-Краматорск, 1992.-С.50
- 2 Малыгин Б.В. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин.-М.:Машиностроение, 1989.-112с.
- 3 Постников С.Н. Электрические явления при трении и резании.-Горький: Волга-Вят. Кн. изд-во, 1975.-280с.

**В.В. Калініченко**  
ДДМА, м. Краматорськ

**ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ЗАЛЕЖНОСТІ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ  
ВІД РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ПРИ ЧИСТОВОМУ ТОЧІННІ СТАЛЕЙ  
РІЗЦЯМИ З ПЛАСТИНАМИ З БВТС, ПІДДАНИМИ ОБРОБЦІ  
ІМПУЛЬСНИМ МАГНІТНИМ ПОЛЕМ**

*The results of researches of influencing of modes of cutting to temperaturical characteristics of process of fair cutting of the steels by cutters with cutting plates from untuntsten rigid alloys are given.*

**Вступ**

Одним з перспективних напрямів підвищення ефективності операцій чистової токарної обробки сталевих деталей різцями з різальними пластинами з безвольфрамкових твердих сплавів (БВТС) є обробка імпульсним магнітним полем (ОІМП) різальних пластин [1]. Разом з тим, ефективність використання технологічного методу ОІМП різальних пластин з БВТС залежить від режимів різання, на яких працюють різці з магнітообробленими пластинами. Мінімальна інтенсивність зношування, максимальна довжина шляху різання, найкращі характеристики точності обробки та якості обробленої поверхні забезпечуються при точінні на оптимальних швидкостях різання  $V_o$ , що відповідають оптимальній для даної пари інструментального та оброблюваного матеріалів температурі різання  $\Theta_o$  [2]. В зв'язку з вищевикладеним, актуальною є задача розробки математичних моделей залежностей температурних параметрів різання від режимів різання при точінні сталей різцями з пластинами з БВТС, підданими ОІМП, які б дозволили інженерам-технологам швидко визначати оптимальні за критеріями максимуму довжини шляху різання та технологічних характеристик оброблюваної поверхні режими різання вказаним інструментом.

**Методика проведення досліджень**

Дослідження проводились при чистовому подовжньому точінні сталей 45, У8А, 30Х13 на верстаті моделі 1К625Сп. У якості інструментального матеріалу був обраний твердий сплав ТН20 (ГОСТ 26530-85). Використовувались різці токарні за ТУ 2-035-892-82 та різальні пластини 02114-080610 (ГОСТ 19048-80). Геометрія різців:  $\alpha = 10^\circ$ ,  $\gamma = 10^\circ$ ,  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\varphi' = 10^\circ$ . Вибір значення  $\varphi = 90^\circ$  був зумовлений необхідністю забезпечення максимальної жорсткості технологічної системи. Режими різання при точінні сталей 45, У8А: швидкість різання  $V = 100-300$  м/хв, подача  $S = 0,2-0,4$  мм/об, глибина різання  $t = 1-2,5$  мм;

при точінні сталі 30X13:  $V = 50\text{--}150$  м/хв,  $S = 0,2\text{--}0,4$  мм/об,  $t = 1\text{--}2$  мм. Магнітна обробка пластин здійснювалась на робототехнічному комплексі ОІМП РК-1 з напруженістю поля  $H = 1,1 \cdot 10^5$  А/м, тривалістю обробки  $t = 110$  с, часом витримки після ОІМП  $t_g = 28$  год, частотою імпульсів поля  $f = 5$  Гц.

Термо-електроруховаючу силу (термо-ЕРС)  $E$  та температуру  $\Theta$  різання визначали методом природньої термопари з реєстрацією термо-ЕРС потенціометром ПС1-12 (паспортна похибка вимірювання термо-ЕРС – 2%). Експериментальні залежності  $E = f(V, S, t)$  та  $\Theta = f(V, S, t)$  отримували за допомогою загальноприйнятої методики повного факторного експерименту (ПФЕ)  $2^3$  та порівнювали з даними, отриманими під час однофакторного експерименту. Статистична обробка результатів експериментів здійснювалась за рекомендаціями [3].

### Результати досліджень

Моделі залежностей  $E = f(V, S, t)$  і  $\Theta = f(V, S, t)$ , отримані за допомогою ПФЕ, представлені в таблицях 1 і 2. Перевірка за критерієм Фішера  $F$  підтвердила адекватність всіх отриманих моделей. Ці моделі дозволяють швидко розрахувати значення термо-ЕРС та температури різання для будь-якого сполучення режимів різання, в тому числі визначити за відомими оптимальними термо-ЕРС  $E_o$  різання та температурою  $\Theta_o$  різання значення оптимальної швидкості різання  $V_o$  при заданих  $S$  і  $t$ .

Таблиця 1 – Математичні моделі залежностей  $E = f(V, S, t)$  при точінні сталей різцями з пластинами з твердого сплаву ТН20 у вихідному стані та після ОІМП

Марка оброблюваної сталі	Режими різання ( $S$ , мм/об; $t$ , мм)	Стан різальних пластин	Математична модель $E = f(V, S, t)$
45	$S=0,2\text{--}0,4$ мм/об; $t = 1\text{--}2$ мм	Вихідний стан	$E = 1,95 \cdot V^{0,2} \cdot S^{0,16} \cdot t^{0,03}$
		Після ОІМП	$E = 1,91 \cdot V^{0,18} \cdot S^{0,15} \cdot t^{0,03}$
У8А	$S=0,2\text{--}0,4$ мм/об; $t=1\text{--}2$ мм	Вихідний стан	$E = 2,02 \cdot V^{0,21} \cdot S^{0,19} \cdot t^{0,03}$
		Після ОІМП	$E = 1,99 \cdot V^{0,2} \cdot S^{0,17} \cdot t^{0,04}$
30X13	$S=0,2\text{--}0,4$ мм/об; $t=1\text{--}2$ мм	Вихідний стан	$E = 1,52 \cdot V^{0,39} \cdot S^{0,35} \cdot t^{0,02}$
		Після ОІМП	$E = 1,52 \cdot V^{0,37} \cdot S^{0,35} \cdot t^{0,02}$

Таблиця 2 – Математичні моделі залежностей  $\Theta = f(V, S, t)$  при точінні сталей різцями з пластинами з твердого сплаву ТН20 у вихідному стані та після ОІМП

Марка оброблюваної сталі	Режими різання ( $S$ , мм/об; $t$ , мм)	Стан різальних пластин	Математична модель $\Theta = f(V, S, t)$
45	$S=0,2-0,4$ мм/об; $t=1-2$ мм	Вихідний стан	$\Theta = 198 \cdot V^{0,22} \cdot S^{0,16} \cdot t^{0,03}$
		Після ОІМП	$\Theta = 194 \cdot V^{0,2} \cdot S^{0,16} \cdot t^{0,02}$
У8А	$S=0,2-0,4$ мм/об; $t=1-2$ мм	Вихідний стан	$\Theta = 206 \cdot V^{0,21} \cdot S^{0,17} \cdot t^{0,04}$
		Після ОІМП	$\Theta = 203 \cdot V^{0,2} \cdot S^{0,16} \cdot t^{0,02}$
30Х13	$S=0,2-0,4$ мм/об; $t=1-2$ мм	Вихідний стан	$\Theta = 154 \cdot V^{0,36} \cdot S^{0,29} \cdot t^{0,05}$
		Після ОІМП	$\Theta = 152 \cdot V^{0,35} \cdot S^{0,29} \cdot t^{0,02}$

Результати розрахунку значень  $E_o$  і  $\Theta_o$  по моделях таблиць 1 – 2 цілком узгоджуються з даними однофакторних експериментів, що підтверджується підсумками статистичної обробки результатів експерименту. Відсоток відмінності експериментальних значень  $E_o$  та  $\Theta_o$ , отриманих за допомогою однофакторного експерименту при точінні сталей 45, У8А, 30 Х13 (таблиця 3), від розрахункових значень  $E_o$  та  $\Theta_o$ , не перевищує 4,81 % для значень  $\Theta_o$  та 5,65 % для значень  $E_o$ . Відносно низькі значення температури різання при чистовому точінні сталей різцями з пластинами з БВТС обумовлені набагато меншою у порівнянні з обробкою інструментом з вольфрамівмістних твердих сплавів інтенсивністю виділення теплоти в зоні різання, що узгоджується з відомостями робіт [5].

Таблиця 3 – Експериментальні значення  $E_o$  і  $\Theta_o$  при чистовому точінні сталей різцями з різальними пластинами з твердого сплаву ТН20

Марка оброблюваної сталі	Оптимальна термо-ЕРС різання, $E_o$ , мВ	Оптимальна температура різання, $\Theta_o$ , °С
45	4,5	460
У8А	4,6	470
30Х13	5,2	500

Результати розрахунків  $\Theta_o$  за моделями табл. 2 наведені в таблиці 4.

Таблиця 4 – Результати розрахунку значень оптимальної температури різання при точінні сталей 45, У8А, 30Х13 різцями з пластинами з твердого сплаву ТН20 у вихідному стані та після ОІМП

Марка оброблюваної сталі	Режими різання		Значення $\Theta_{\text{розр}}, ^\circ\text{C}$	Відсоток відмінності $\Theta_{\text{розр}}$ від даних однофакторного експерименту, %
	Режими резания ( $S$ , мм/об; $t$ , мм)	Стан різальних пластин		
45	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Вихідний стан	452,6	1,6
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		472,8	2,79
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		481,3	4,64
	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Після ОІМП	445	3,27
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		457	0,66
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		462,3	0,51
У8А	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Вихідний стан	452,6	1,6
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		472,8	2,68
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		481,3	4,64
	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Після ОІМП	461,5	1,81
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		473	0,65
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		480,7	2,28
30Х13	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Вихідний стан	45,9	4,81
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		496,1	0,78
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		515,5	3,11
	$S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм	Після ОІМП	485,9	2,82
	$S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм		505,5	1,1
	$S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм		510,3	2,1

Висока ступінь узгодженості між результатами однофакторного експерименту та розрахунків за математичними моделями залежностей температурних параметрів процесу механообробки від режимів різання свідчить про широкі можливості використання моделей, отриманих у результаті досліджень впливу режимів різання на термо-ЕРС та температуру різання, як для розрахунку температурних параметрів процесу



чистового точіння сталей різних груп різцями з пластинами з твердого сплаву ТН20, так і для визначення раціональних режимів різання, що забезпечують максимальну довжину шляху різання та оптимальні технологічні характеристики оброблюваної поверхні. Знаючи величини  $E_o$  і  $\Theta_o$  для даної пари «твердий сплав – оброблювана сталь», по моделях таблиць 1 – 2 можна легко визначити значення оптимальної швидкості різання  $V_o$  для заданих значень  $S$  і  $t$ .

### **Висновки**

В результаті проведених автором експериментальних досліджень впливу режимів різання на температурні параметри процесу чистового точіння сталей 45, У8А, 30Х13 отримані багатофакторні ступеневі математичні моделі залежностей  $E = f(V, S, t)$  і  $\Theta = f(V, S, t)$ .

Отримані експериментальні моделі залежностей можуть бути запропоновані як основа прискореного методу визначення оптимальних за критеріями максимуму довжини шляху різання та найкращих технологічних характеристик оброблюваної поверхні режимів різання при чистовому точінні сталей різцями з різальними пластинами з безвольфрамового твердого сплаву ТН20.

### **Література**

- 1 Калиниченко В.В. Применение обработки импульсным магнитным полем для повышения эффективности чистового точения сталей резцами с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2002. - Вип. 12. - С. 51-60.
- 2 Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. - 278 с.
- 3 Кацев П.Г. Статистические методы исследований режущего инструмента. -М.: Машиностроение, 1974. – 155 с.
- 4 Музыкант Я.А., Самойлов В.С. Режущие инструменты с пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов: Обзор. - М., НИИмаш, 1984. - 58 с.
- 5 Свойства безвольфрамовых твердых сплавов и перспективы их применения / Клячко Л.И., Кудря Н.А., Самойлов В.С., Родионов А.М. // Тезисы докладов к Всесоюзной научно-практической конференции “Проблемы производства и применения твердых сплавов”. - М. - 1977. - С. 17-19.

## РАЗДЕЛ 3

### Качество и надежность металлорежущего оборудования

УДК 621.9

**Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Мельник М.С.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

### **ЭКСПЕРТНАЯ ОЦЕНКА ПРОЕКТНЫХ РЕШЕНИЙ ПРИ СОЗДАНИИ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ**

*In clause it is considered problems and techniques of an expert estimation of design decisions at creation of heavy lathes of the raised accuracy.*

#### ***Введение***

Каждая продукция обладает значительным количеством признаков, определяющих в целом его качество. Выбор номенклатуры показателей качества промышленной продукции регламентирован ГОСТ 22851-77, в котором все показатели качества разделены на 10 групп, причем номенклатура показателей качества зависит от вида и назначения продукции. Качество станочной продукции определяется иногда несколькими сотнями свойств.

Номенклатура показателей качества устанавливается на самом раннем этапе стадии создания – при разработке технического задания. В процессе проектирования, по результатам испытаний номенклатура показателей уточняется и служит основой для оценки качества на трех этапах существования станочной продукции: технический уровень проекта, производственно-технологический уровень изготовления и эксплуатационный уровень применения.

#### ***Постановка проблемы***

Качество проекта – результат научно-исследовательских, опытно-конструкторских разработок, определяющих технический уровень и качество опытного образца новой продукции с точки зрения соответствия требованиям научно-технического и социального прогресса, повышения эффективности производства, охраны природы и т.п. К качеству проекта относится также качество выполнения технической документации. Расчет относительных показателей качества изделия производится в карте технического уровня и качества (ГОСТ 2116-73). В карте содержатся

единичные показатели качества оцениваемого изделия, базового образца, относительные единичные показатели и комплексный относительный показатель.

Помимо комплексного показателя, при проектировании станочного оборудования необходимо выполнять ряд проектных ограничений. К важнейшим проектным ограничениям относят требования к точности обработанных на станке готовых изделий. Требования к точности обработки обуславливают соответствующие требования на допустимые геометрические, кинематические, упругие, динамические, температурные и другие погрешности механизмов станка в процессе его проектирования.

К проектным ограничениям относят также производительность, технологичность изготовления и сборки, надежность, долговечность и другие показатели качества станка, отраженные в карте технического уровня и качества. Разработка нового станочного оборудования высокого технического уровня базируется на научном прогнозировании значений основных технико-экономических характеристик станков. При прогнозировании необходимо учитывать возможность появления новых направлений научных и технических решений, для чего составляют патентный формуляр.

Большое значение в обеспечении выпуска станочной продукции высокого технического уровня имеет технический уровень его изготовления. Поэтому создание станочного оборудования высокого качества связано с техническим перевооружением производства. Основой производственного процесса изготовления станочного оборудования является технологическая среда, удовлетворяющая ряду требований по структуре и качеству, составляющих ее элементов. В тех случаях, когда средства технологического оснащения (оборудование, инструмент, оснастка) недостаточно эффективны, либо не могут обеспечить изготовление станков требуемого качества, необходимо переоборудование производства. Технический уровень изготовления станочного оборудования будет оптимальным при параллельном проведении работ по конструированию и технологической подготовке производства. Такая совместная работа конструкторов и технологов позволяет обеспечить сжатые сроки создания станка с высокими экономическими показателями. Вопросам обеспечения технологичности конструкций машин посвящено значительное число работ [1,2], однако в каждом конкретном случае необходимо искать новые эффективные подходы.

И, наконец, качество станочной продукции связано с уровнем ее технической эксплуатации. Под технической эксплуатацией понимают

сумму технических и организационных мероприятий, обеспечивающих наиболее эффективное использование станков при наименьших материальных и трудовых затратах. Конечным выражением эффективности использования станков является получение эксплуатационного периода максимально возможной длительности. Некоторые станки могут быть переведены на безремонтную эксплуатацию и введение комплектационного ремонта, т.е. замены износившихся деталей, узлов и агрегатов. Для этого должны быть значительно увеличены сроки службы узлов трения; станок должен быть спроектирован по агрегатно-модульному принципу; станок должен быть оснащен системой технической диагностики. К вопросам технической эксплуатации станочного оборудования следует также отнести изменение свойств смазочного материала с течением времени, обкатка узлов, стендовые и эксплуатационные испытания, техническое обслуживание и ремонт станков, предельные величины износа и др.

### *Анализ публикаций*

При оценке качества современных металлорежущих станков одной из наиболее значимых характеристик являются показатели точности. Разработкой проблемы обеспечения требуемой точности при обработке резанием занимались многие авторы. В их числе следует отметить Д.Н.Решетова, В.Т.Портмана, Б.М.Базрова, Б.С.Балакшина и др. В многочисленных работах этих авторов развито несколько эффективных методик расчета точности металлорежущего оборудования и разработана система рекомендаций по проблеме повышения точности станочного оборудования. В своей основе эти рекомендации и мероприятия направлены на устранение причин возникновения погрешностей, то есть различного рода возмущающих факторов, таких как неравномерное температурное поле, геометрические и кинематические погрешности станка, упругие деформации, вибрации и т.п. Эти рекомендации в совокупности составляют сущность классического пути обеспечения точности обработки резанием.

Несмотря на фундаментальный уровень разработки этого направления при его практическом применении приходится сталкиваться с рядом трудностей и идти на компромиссы. Так, например устранение влияния на точность обработки геометрических погрешностей станка предусматривает повышение точности изготовления и сборки узлов станка, участвующих в формообразовании, что неизбежно ведет к

значительному удорожанию станка. Для уменьшения влияния на точность обработки тепловых деформаций приходится ужесточать требования к условиям эксплуатации, что также требует существенных затрат. К тому же при внедрении предложенных мер практически невозможно учесть все возмущающие воздействия, особенно случайного характера, которые в общем балансе погрешностей могут иметь значительный вес.

### *Общая часть*

Представим информационную модель оценки параметров станочного оборудования, ограничиваясь только сложными оценочными критериями (I уровень), такими как технологические возможности, точность, производительность, надежность и экономическая эффективность (рисунок 1).



Рисунок 1 – Информационная модель оценки параметров станочного оборудования

Распишем от чего зависят оценочные критерии:

1. Технологические возможности – гибкость оборудования, инструментальная система.
2. Производительность – скорость обхода по контуру обрабатываемой поверхности, систему ЧПУ, инструментальная система.
3. Точность – классы точности станков, условия эксплуатации.
4. Надежность – возможность управления состоянием оборудованием, СТД, условия эксплуатации.
5. Экономическая эффективность – степень автоматизации, цена, эксплуатационные расходы.

При оценке качества современных металлорежущих станков одной из наиболее значимых характеристик являются показатели точности. Особенно актуальным критерием точности для тяжелых станков в силу ряда специфических особенностей и их проектирования и эксплуатации. В первую очередь это преобладание весовых нагрузок над силами резания, как от обрабатываемого изделия, так и от веса собственных узлов. Кроме того, это преимущественно сборные конструкции корпусных элементов и направляющих, что вносит дополнительные погрешности сборки, обуславливает значительные контактные деформации и меняющиеся во времени внутренние напряжения, а также ограничение жесткости конструкции значением приемлемой металлоемкости, большие тепловые деформации вследствие значительных габаритов и ряд других особенностей.

Для решения задачи выбора оценочного параметра требуется проведение серьезных экспериментальных исследований для выявления степени влияния параметров технологической системы на каждую характеристику качества готового изделия, а также взаимного влияния этих параметров. Такие исследования потребуют больших временных, материальных и интеллектуальных затрат, что ставит под сомнение их целесообразность. С другой стороны на станкостроительных и машиностроительных предприятиях, а также в научно-исследовательских и учебных организациях накоплен многолетний опыт в вопросах качества при разработке и эксплуатации станочного оборудования, в том числе и тяжелого. Извлечь из этого опыта нужную информацию с минимальными затратами можно с помощью метода экспертных оценок.

Такая работа была проведена применительно к точности тяжелых токарных станков на трех предприятиях в г. Краматорске: КЗТС, НКМЗ, СКМЗ, а также с привлечением сотрудников ДГМА в качестве экспертов. В эксперименте принимали участие 38 экспертов, из них: 7 – работники высшего учебного заведения, 5 – инженерные работники станкостроительного предприятия, 9 – высококвалифицированные наладчики этого же предприятия, 6 – специалисты – метрологи, 5 – инженерные работники машиностроительных предприятий, 6 – станочники машиностроительных предприятий с большим стажем работы. Для анализа были выбраны тяжелые токарные станки с высотой центров от 500 до 800 мм, базовые модели 1К660-ФЗ, 1К665-ФЗ, 1К670-ФЗ и их клоны типа КЖ16274, КЖ16275.

Таблица 1 – Степень влияния различных факторов на погрешности обработки тел вращения.

Причины возникновения погрешностей изделия		Погрешности формы поверхности вращения				Погрешности формы торцевой поверхности	Погрешности линейных размеров	Погрешности шага резьбы
		в продольном сечении		в поперечном сечении				
		бочкообразность	конусность	овальность	биение			
<b>Геометрические погрешности</b>								
продольных направляющих	в вертикальной плоскости	0...0,1	0...0,1					0...0,02
	в горизонтальной плоскости	1...2	1...2			0...0,05	0...0,02	0...0,03
поперечных направляющих	в вертикальной плоскости					0...0,05	0...0,02	
	в горизонтальной плоскости					1...2	0,5...1	
шпинделя	центрального отверстия			0,5...1	1			
	опорных поверхностей			0,1...0,8	1	0,1...1		
шпиндельных опор				1	1	0,1...1		
пиноли задней бабки				1	1	0...0,1		
<b>Погрешности сборки</b>								
Непараллельность осей центров и продольных направляющих	в вертикальной плоскости		0...0,1				0...0,05	0...0,05
	в горизонтальной плоскости		2			0,1...0,3	0...0,05	0...0,05
Неперпендикулярность продольных и поперечных направляющих						1	0,1...1	
<b>Упругие деформации</b>								
Изделия		2	2	0...2	0...2			0...0,05
Суппорта		2	2	0...2	0...2	1	1	1
шпиндельного узла			0...0,1	1	1			
задней бабки			0...0,1	1	1			
инструмента		0...0,05	0...0,05	0...0,05	0...0,05	1	1	0...2
<b>Тепловые деформации</b>								
изделия	осевые					0...0,05	1	1
	радиальные	0...1	0...1					
Станины		0...1	0...1				1	1
Суппорта			0...1			0...1	1	0...2
шпиндельного узла			0...0,1				0...1	0...1
задней бабки			0...0,1				0...0,2	0...0,2
инструмента			1			0...0,1	0...0,1	0...0,1
<b>Кинематические погрешности</b>								
привода главного движения				0...0,2	0...0,2	0...0,2		
привода подачи		0...1	0...1	0...0,1	0...0,1		1	1
<b>Погрешности измерительной системы ЧПУ</b>								
координаты Z							1	1
координаты X		1	1	0...1	0...1			
угловой координаты шпинделя				0...0,1	0...0,1	0...0,1		1
<b>Износ</b>								
износ инструмента			2			1	0...1	

Примененный метод экспертных оценок несколько отличается от традиционного. Задачей экспертов была количественная оценка степени влияния определенного возмущающего фактора на конкретный вид погрешности. То есть вместо привычной десятибалльной оценки в ячейки анкета эксперты должны были проставить коэффициенты, характеризующие масштаб, в котором данный возмущающий фактор копируется на конкретный вид погрешности. Второе отличие заключалось в том, что эксперты на собственное усмотрение проставляли в ячейки либо единственное значение, либо диапазон значений, поскольку некоторые эффекты могут меняться в широких пределах в зависимости от конкретных условий обработки. Статистическая обработка результатов анкетирования производилась по обычной методике, для ячеек с диапазонами значений обрабатывались границы диапазона.

В силу значительного количества значений для упрощения работы экспертов вся совокупность вопросов была разбита на три анкеты, для которых путем рандомизации были сформированы три экспертные группы. После анкетирования результаты объединялись.

### **Выводы**

В виду того, что проводился всего один тур анкетирования, степень согласованности экспертов оказалась несколько ниже среднего уровня, в среднем по всем оценкам она составила 0,246, но для первого тура это можно считать хорошим показателем. Обобщенная анкета с усредненными оценками экспертов приведена в таблице 1.

Проведенные исследования можно считать «пробным камнем» в применении метода. Достаточно высокий уровень согласованности экспертов уже на первом туре говорит о достоверности метода. Однако для получения данных, пригодных для дальнейшего применения необходимо проведение дополнительных туров экспертизы с привлечением специалистов других предприятий с различной спецификой работы, а также совершенствование системы вопросов на основании результатов первого тура.

### **Литература**

- 1 Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1969 – 350с.
- 2 Технологичность конструкции изделий / под редакцией Ю.А. Амирова, 1985. – 368с.
- 3 Пестунов В.М. Компенсация упругой деформации технологической системы станков // СТИН. — 1999. — № 4. — С. 38-42.
- 4 Базров Б.М. Расчет точности машин на ЭВМ.- М.: Машиностроение.- 1984.- 256с.
- 5 Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков.- М.:Машиностроение.- 1986,336 с.



УДК 621.9

**Павленко І.І., Мажара В.А.**  
*КНТУ, Кіровоград, Україна*

## **СТРУКТУРА ПРОДУКТИВНОСТІ ВЕРСТАТНИХ РОБОТИЗОВАНИХ КОМПЛЕКСІВ**

*The general structure of productivity turning robotized complexes, that In given clause it is presented are served by the double-ended changer of industrial robots is presented in this clause. The influence of components of the given structure on the productivity of the complex in general has been analysed in detail.*

Автоматизація виробництва в машинобудуванні передбачає створення нового обладнання, прогресивних технологічних процесів, сучасних системи організації виробництва і т.д. Ефективність автоматизації може бути досягнена за рахунок створення одноверстатних та багатоверстатних роботизованих комплексів. Основною умовою створення таких комплексів є вирішення проблеми підвищення продуктивності виконуваних операцій.

В роботах [1-3] наведені загальні оцінки по продуктивності роботизованих комплексів, але немає детального аналізу кожної складової циклу, що впливає на підсумковий результат продуктивності.

В даній роботі представлено запропоновану загальну структуру продуктивності роботизованих комплексів, та проаналізовано вплив компонентів, які входять до неї, на продуктивність комплексу в цілому.

Роботизований технологічний комплекс (РТК) — це сукупність: технологічного обладнання (ТО); промислового роботу (ПР); допоміжних пристроїв (ДП).

Впровадженню промислових роботів повинен передувати комплексний техніко-технологічний, організаційно-економічний і соціальний аналіз виробництва. Все це вказує на необхідність детального обґрунтування приймаємих рішень на етапах створення, впровадження і експлуатації роботів. Одними з таких питань є час (продуктивність) виконання роботом розвантаження і завантаження верстатів, від якого в значній мірі залежить ефективність роботизації.

Такт випуску деталей в РТК, що визначає продуктивність РТК, залежить від часу роботи кожної вищенаведеної складової комплексу в той чи іншій мірі, і в загальному виді структуру циклу роботи РТК можна представити у вигляді :

$$T_{РТК} = T_{ТО} + T_{ПР} + T_{ДП}$$

де  $T_{РТК}$ ,  $T_{ТО}$ ,  $T_{ПР}$ ,  $T_{ДП}$  — відповідно час циклу роботи роботизованого комплексу, технологічного обладнання, промислового робота та допоміжних пристроїв.

В даній формулі час  $T_{ПР}$  і  $T_{ДП}$  приймається той, що не перекривається  $T_{ТО}$ , або один одним. Враховуючи те, що роботизовані комплекси мають досить різноманітне виконання, як згідно виконань верстатів, роботів і допоміжних пристроїв так і відносно їх компонування, то усі ці особливості, призводять до різної продуктивності комплексів. Для пошуку кращих варіантів комплексів доцільно проаналізувати продуктивність РТК визначивши основні їх складові:

1. Технологічне обладнання (верстати) включають слідуєчі складові часу циклу роботи РТК:

$t_o$  – основний час роботи обладнання;

$t_d$  – допоміжний час роботи обладнання.

Якщо в комплекс входить два і більше верстатів то відповідно їх час буде:  $t_{o1}$ ;  $t_{o2}$ ; ... ;  $t_{d1}$ ;  $t_{d2}$ ; ....

2. Промисловий робот в РТК обслуговує основне обладнання комплексу і неперекриваємий час цього обслуговування включає:

$t_{p(v1)}$ ;  $t_{p(v2)}$  ... – час безпосередньої роботи робота з верстатами по його завантаженню і розвантаженню;

$t_{p(dp1)}$ ;  $t_{p(dp2)}$  ... – час безпосередньої роботи робота з допоміжними пристроями по взяттю (встановленню) деталі (заготовки) в позиції цих пристроїв;

$t_{p(v-dp)}$ ;  $t_{p(dp-v)}$ ;  $t_{p(dp1-dp2)}$  ... – час переміщення робота від верстату до пристроїв і навпаки, чи від одного допоміжного пристрою до іншого.

3. Допоміжні пристрої РТК, також можуть здійснювати необхідні рухи, що потребує відповідного часу:

$t_{dp1}$ ;  $t_{dp2}$ ; ... – неперекриваємий час функціонування допоміжних пристроїв.

Окрім наведених значень часу, мають місце і перекриваємі складові часу роботи робота та допоміжних пристроїв. Чим більше перекриваємий час і менше неперекриваємий час, тим краще побудований РТК, а відповідно вище його продуктивність.

Для вирішення цієї задачі важливо проаналізувати усі ці особливості роботизації виробництва.



деталі, що встановлюється на верстат, та технології її обробки, так і особливостей конструктивного виконання робота і його функціонування в циклі що досліджується. Відзначені величини часу  $t_o$ ,  $t_{BO}$ ,  $t_{ЗР}$  – можуть взаємно неперекриватись, або повністю чи частково перекриватись.

Важливим, в цьому плані є характер виконання “робочої зони” верстату, яка формується “обмежуючими” площинами, що утворюються направляючими та супортом верстата, задньою стінкою верстата, умовною площиною, яка проходить через передній торець патрону верстата та ін. Характер зони впливає на напрямок та умови підведення деталі до затискного пристрою верстата, тобто на час роботи ПР. Для верстатів з горизонтальною віссю шпинделя можна виділити декілька видів робочих зон (рис.2).

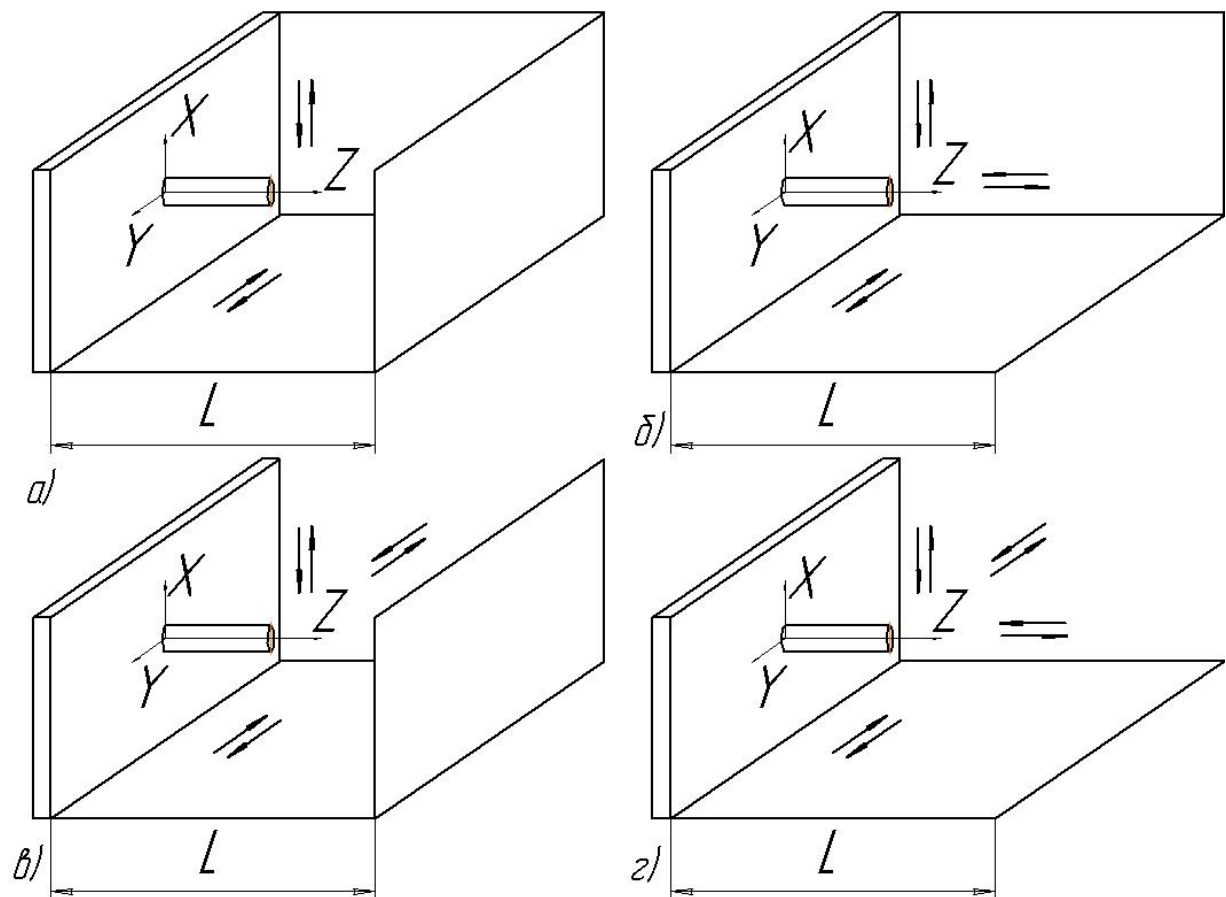


Рисунок 2 – Робочі зони токарних верстатів

За кількістю одиниць технологічного обладнання існують РТК: одноверстатні та багатверстатні. При роботі багатверстатних РТК робот обслуговує верстати по черзі, тому такі комплекси можна представити як

сукупність одноверстатних і застосовувати методи проектування РТК з одним верстатом, але врахуванням обмежуючих умов багатоверстатності.

Головною складовою частиною продуктивності РТК є основний час обробки деталей  $t_0$ . Від величини цього часу та співвідношення  $t_0$  і часу його простоювання під розвантаженням і завантаженням залежить як загальна продуктивність комплексу так і ступінь жорсткості вимог до продуктивності інших складових функціонування РТК. Для визначення такої оцінки виконано аналіз залежності продуктивності роботи РТК від часу роботи верстата по завантаженню та розвантаженню верстату та отримано відповідні графіки (див. рис. 3).

Графіки побудовано при часі роботи верстату  $t_{\text{вер}} = 0,01(Q1); 0,1(Q2); 0,5(Q3); 1,0(Q4); 5,0(Q5)$  хв. Час роботи верстата змінювався від 0,1 до 4,0 хв. З графіку видно, що час роботи верстата суттєво впливає на продуктивність РТК у випадку коли час роботи основного обладнання незначний, а при його збільшенні час роботи верстата має все менший вплив на продуктивність РТК в цілому.

Допоміжні пристрої РТК повинні забезпечувати накопичування, орієнтування (при необхідності), видачу та транспортування деталей всередині РТК або між сусідніми РТК. Вимоги до таких пристроїв визначаються типом, формою, розмірами деталі, кількістю верстатів в комплексі серійністю виробництва та ін.

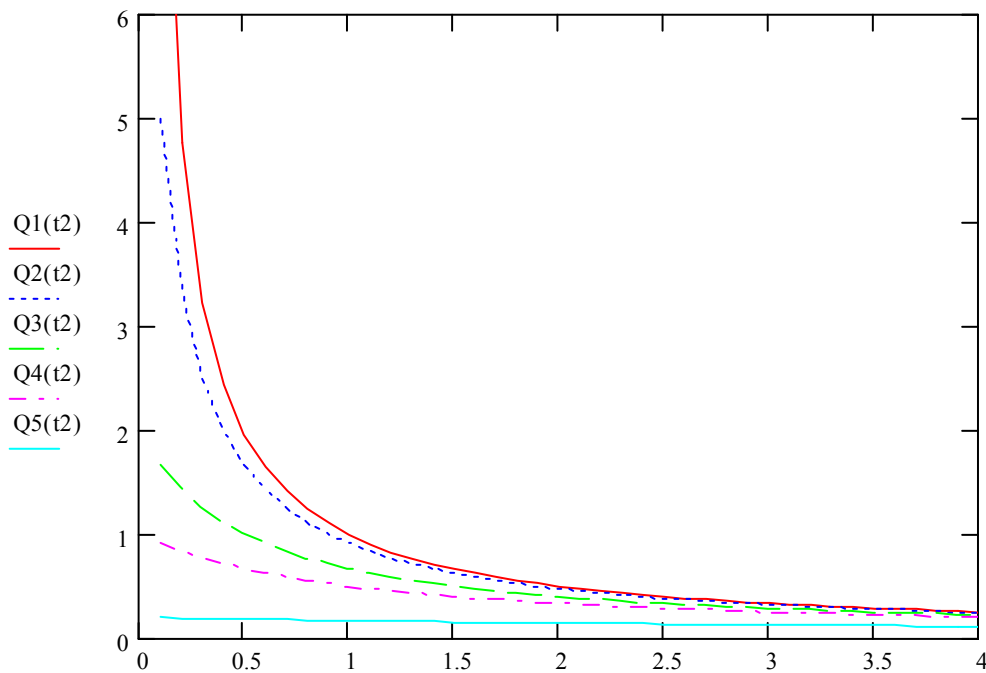


Рисунок 3 – Графік залежності продуктивності РТК від часу роботи верстата

Вищенаведені характеристики деталі визначають конструктивні параметри допоміжних пристроїв (ДП). Тип РТК та склад верстатів визначають основні функціональні якості ДП: зберігання деталей, безперервне транспортування, крокова подача та ін. Тип виробництва та штучний час обробки деталі визначають місткість ДП, тобто запас деталей, який повинен бути забезпечений в одиницю часу. Можна виділити слідуєчі характеристики ДП, що так чи інакше впливають на продуктивність РТК :

- а) розміщення елементів ДП біля технологічного обладнання;
- б) тип конструктивного виконання ДП та їх кількість;
- в) спосіб подавання деталей (заготовок) до промислового робота в ДП;

Аналізуючи вплив цих характеристик на час циклу роботи РТК можна відзначити:

а) розміщення елементів ДП біля технологічного обладнання (збоку, спереду верстата і ін.) визначається в першу чергу типом виконання промислового робота і впливає на час циклу роботи РТК через час роботи ПР, так як визначає шлях переміщення робота між позиціями РТК.

б) за типом виконання ДП діляться на приймально-подавальні пристрої (суміщені вхід (I) та вихід (II) РТК) та окремо виконані подавальні та приймальні пристрої (не суміщені вхід (I) та вихід (II) РТК). При першому варіанті виконання ДП від ПР не вимагається переміщення з позиції подавального на позицію приймального пристрою РТК, але сам пристрій повинен виконувати переміщення (зміну) позицій із заготовкою і обробленою деталлю або ж такий рух в межах приймально-подавального пристрою повинен виконувати робот. Ця умова повинна мати місце коли робот має одну руку з одним захватом, або одну руку з двома захватами які виконані таким чином, що в позицію ДП виходить тільки один захват (рис. 4, а). Відповідно, в даному випадку, потрібно додатковий час на рух робота (відведення захвату –  $t_{вз}$  від позиції ДП, з послідуєчим його підведенням –  $t_{пз}$ ), час зміни місцями захватів робота  $t_{змз}$  та час зміни позицій допоміжного пристрою (обробленої деталі та заготовки) –  $t_{дп}$ . Якщо конструктивне виконання допоміжних пристроїв дозволяють обом захватам виходить на відповідні позиції (рис. 4, б), то з розрахунку виключається час на додаткове підведення і відведення захватів, їх зміну місцями та час зміни позицій допоміжного пристрою який може перекриватись рухами робота.

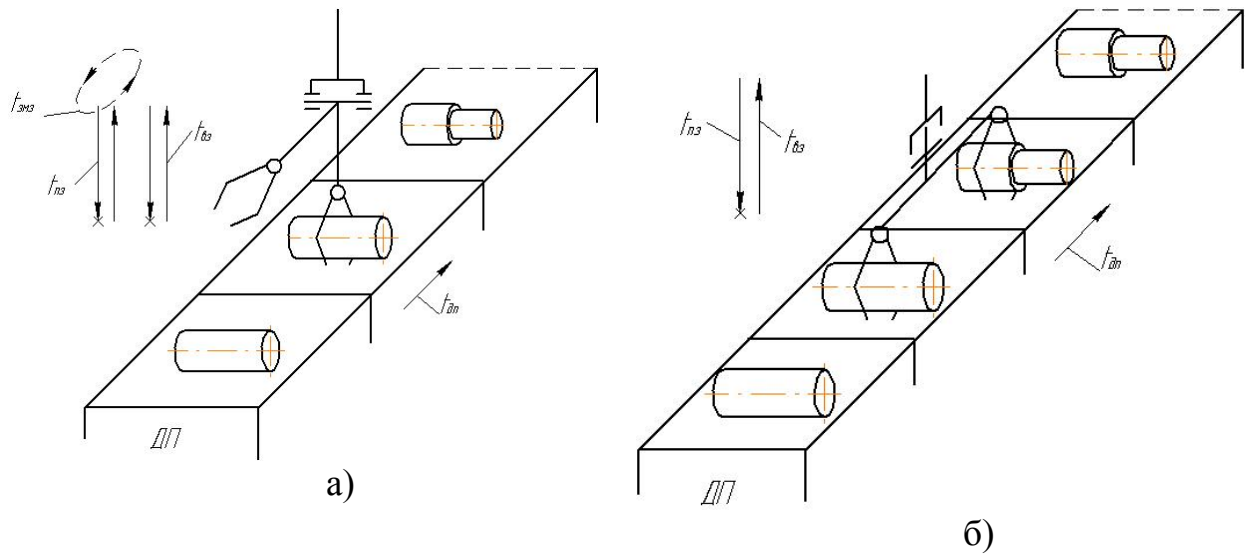


Рисунок 4 – Приклади конструктивного виконання допоміжних пристроїв та їх обслуговування роботом

Таким чином, допоміжний час на обслуговування ДП роботом ( $t_{р.дп}$ ) відповідно буде:

- для варіанту (рис. 4, а)

$$t_{р.дп} = t_{пз} + t_{з1р} + t_{вз} + (t_{змз}) + (t_{дп}) + t_{пз} + t_{з2р} + t_{вз}$$

- для варіанту (рис. 4, б)

$$t_{р.дп} = t_{пз} + t_{з1р} + (t_{з2р}) + t_{вз}$$

В дужках відзначено час рухів які можуть перекриватись попередніми рухами.

Із наведених формул видно, що час обслуговування роботом ДП суттєво різний, і залежить від виконання як додаткового пристрою, так і конструкції захвату.

В цілому, запропонована структура аналізу продуктивності дозволяє оцінювати вплив різних складових будови та функціонування РТК на загальну продуктивність його роботи, а відповідно вибрати найбільш раціональні варіанти їх конструктивного виконання.

## Література

- 1 Павленко І.І. Промислові роботи: характеристика та градація. Кіровоград.: КІСМ, 1997. – 78с.
- 2 Павленко І.І. Структура промислових роботів. — Кіровоград.: КІСМ, 1998. — 100с.
- 3 В.И. Костюк, А.П. Гавриш, Л.С. Ямпольський, А.Г. Карлов. Промышленные работы. – К.: Вища школа, 1985. – 359с.

УДК 629.5.015.5

**Калафатова Л.П., Бабаскина С.Ю.**

ДонНТУ, г.Донецк, Украина, ДДМА, г.Краматорск, Украина

## **ВИБРАЦИИ ПРИ ОБРАБОТКЕ НЕЖЕСТКИХ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ КАК ФАКТОР СНИЖЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ**

*In the article the problem of vibrations at the machining nonrigid case parts is considered. The vibrations are considered as the factor of resulting in reduction of the accuracy and increase of the cost price of machining. After the analysis of influence of vibrations on the process of cutting by the author the factor of processability index, which is taking into account nonrigid part on the operations of machining is suggested.*

### **Введение**

Возрастающие требования к качеству и надежности выпускаемой продукции, точности обработки и стойкости инструмента, а также появление новых видов труднообрабатываемых материалов, широкая механизация и автоматизация механических процессов значительно повысила актуальность исследования динамических явлений при резании металлов, как факторов, оказывающих отрицательное значение на процесс резания.

Процесс обработки нежестких корпусных деталей (сварные корпуса редукторов, сварные и не сварные рамы, плиты, кронштейны, рычаги) характеризуется повышенной динамичностью. Вибрации, которые возникают при механической обработке, делают невозможным получение заданной точности и шероховатости на нормативных режимах резания. Корректировка режимов, переходов, а иногда и технологического процесса происходит на этапе обработки детали, что не только вносит дополнительные затраты при ее изготовлении, но может привести к браку изделия. Следовательно, разработка технологии для нежестких деталей должна отличаться от технологии для обработки деталей, обладающей достаточной жесткостью. При изготовлении нежестких деталей повышается себестоимость и трудоемкость обработки. Поэтому производственно-экономическое значение имеет оценка конструкции детали на технологичность по степени ее жесткости на операциях механической обработки до проектирования технологического процесса.

### **Общие положения**

Технологическая система станок-приспособление-инструмент-деталь (СПИД) представляет собой упругую систему, деформации которой в процессе обработки обуславливают возникновение систематических и случайных погрешностей размеров и геометрической формы обрабатываемых заготовок. Вместе с тем эта технологическая система является замкнутой



динамической системой, способной к возбуждению и поддержанию вибраций, порождающих погрешности формы обрабатываемых поверхностей и увеличивающих их шероховатость [5].

Возникновение вибраций при обработке резанием характеризуется возмущающими силами и свойствами упругой системы; соотношение между этими параметрами определяет как возможность возникновения вибраций, так и их интенсивность, т.е. амплитуду и частоту [3].

Колебания при резании разделяют на вынужденные, причина возникновения которых - периодически действующие возмущающие силы, и автоколебания, которые не зависят от воздействия возмущающих сил. Источникам возмущающих сил являются неуравновешенные части станка (шкивы, зубчатые колеса, валы), выполненные с дефектом передаточные звенья, неуравновешенность обрабатываемой детали, неравномерный припуск на обработку и другие факторы [4].

Для успешной борьбы с вибрациями, возникающими при металлообработке, необходим конкретный индивидуальный подход к каждой отдельной конструкции. Чтобы выбрать наиболее рациональный метод снижения уровня колебаний, следует тщательно проанализировать исследуемую конструкцию, выявить источники возникновения вибраций и наметить пути их устранения.

Анализ проведенных исследований и публикаций показал, что проблема вибраций достаточно хорошо раскрыта для нежестких деталей, относящихся к телам вращения [1]. Есть исследования по конкретным методам обработки: различным видам точения, фрезерования [3]. Однако не существует методики оценки конструкции корпусной детали (сварные корпуса редукторов, сварные и не сварные рамы, плиты, кронштейны, рычаги) по степени жесткости для механической обработки резанием, которая позволит оптимально назначить технологом порядок технологических переходов, режимы резания, дополнительные мероприятия по повышению жесткости обрабатываемой детали (например приваривание технологических платиков для повышения жесткости детали при обработке).

Целью настоящей работы является проведение теоретического исследования методик предварительной оценки конструкции детали по степени жесткости при механической обработке.

#### ***Постановка задачи***

Режимы резания выбирают в зависимости от глубины резания, допускаемой стойкости, прочности режущих инструментов, вида обрабатываемого материала, формы обрабатываемых деталей, допускаемой прочности станка, его мощности, а также из условий наибольшей производительности и наименьшей себестоимости.

Анализ режимов резания применяемых в производственных условиях для обработки резанием нежестких корпусных деталей (группы деталей представлены на рисунке 1, показали, что их значения в ряде случаев не соответствуют рекомендуемым.



Рисунок 1 – Исследуемые группы нежестких деталей.

Такое несоответствие можно объяснить тем, что рекомендуемые режимы резания часто определяются в лабораторных условиях без учета влияния на них технологических и динамических факторов обработки: технологической жесткости системы СПИД; деформации инструмента, детали и их мест крепления; собственных частот вибраций обрабатываемой детали и инструмента; массы обрабатываемой детали; соотношения собственных частот вибраций обрабатываемой детали, инструмента; чередования черновой и чистовой обработки, частоты ввода инструмента в работу, виброустойчивости технологических систем обработки.

Изменение перечисленных параметров, ухудшающих технологические условия обработки, вызывает в системе СПИД высокочастотные и низкочастотные вибрации, которые повышают шероховатость обработанной поверхности и не позволяют работать с применением оптимальных режимов резания.

Основными источниками возникновения автоколебаний являются следующие: изменение сил резания вследствие неоднородности механических свойств обрабатываемого материала; появление переменной силы резания в процессе удаления нароста с режущей части инструмента; изменение сил трения на поверхностях инструмента вследствие изменения скорости резания в процессе работы и др. На интенсивность автоколебаний оказывают влияние физико-механические свойства обрабатываемого материала, параметры режима резания, геометрические параметры инструмента, жесткость отдельных элементов и всей системы СПИД, зазоры в отдельных звеньях системы СПИД [1,2,3]. Факторы, определяющие нежесткость системы СПИД при обработке корпусных деталей представлены на рисунке 2.

Из рисунка 2 видно, что на жесткость технологической системы влияет большое количество составляющих. Однако основное влияние на процесс резания оказывают относительные колебания инструмента и детали (система инструмент, система деталь). В большинстве случаев механической обработки одну из этих систем можно считать доминирующей. В представленной работе рассматриваются нежесткие корпусные детали, то есть доминирующей системой будет система деталь.

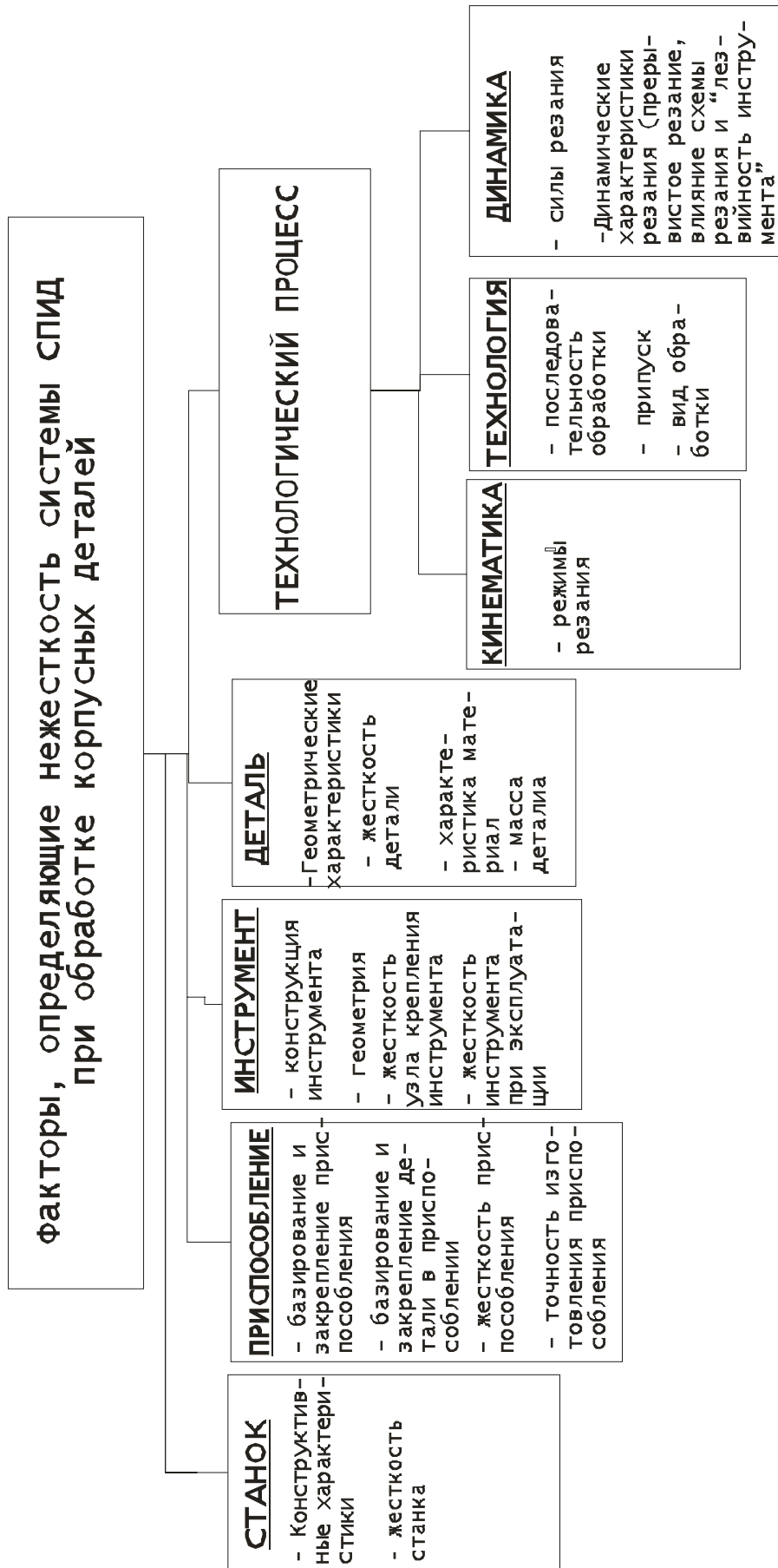


Рисунок 1 – Факторы, определяющие жесткость технологической системы СПИД при обработке корпусных деталей

На рисунке 3 показаны детали-представители, взятые из реального производства: а – кронштейн, б – кронштейн, и – рама. Механическая обработка поверхностей осуществляется на расточных и операциях.

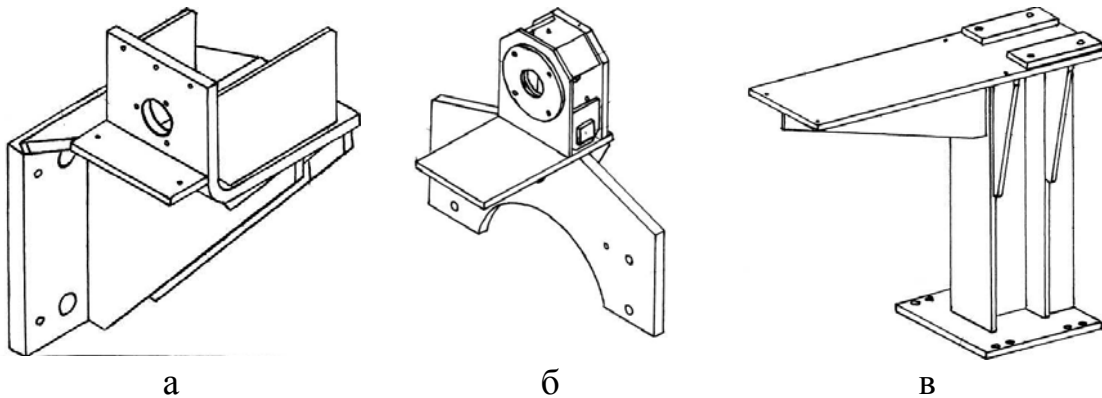


Рисунок 3 – Детали-представители по указанным группам деталей.

Габаритные размеры деталей: а: ширина – 270, длина – 274, высота – 421 мм; б: ширина – 215, длина – 390, высота – 375 мм; в: ширина – 450, длина – 960, высота – 885 мм.

Динамические характеристики технологической системы СПИД зависят от жесткости ее элементов и определяется по формуле 1 [4].

$$Y_{ТС} = P_y \left( \frac{1}{J_{СТ}} + \frac{1}{J_{СД}} + \frac{1}{J_{СИ}} \right), \text{ мм} \quad (1)$$

где  $J_{СТ}$  – технологическая жесткость станка;  $J_{СД}$  – технологическая жесткость системы детали;  $J_{СИ}$  – технологическая жесткость системы инструмента.

Жесткость обрабатываемой детали и ее крепление на станке определяют режимы резания. Чем выше жесткость технологической системы, тем больше допускаемая скорость резания, кроме того, на допускаемую скорость резания влияет также и схема закрепления детали. Жесткость различных участков обрабатываемой детали неодинакова [5]. Поэтому для рационального назначения режимов резания в уже известные формулы необходимо включать коэффициент, который учитывает динамичность технологической системы СПИД.

Себестоимость обработки связана со временем обработки и стойкостью режущего инструмента, особенно на обработке крупногабаритных деталей. Основное время обработки зависит от скорости резания и подачи. Рассмотрим скорость резания для операции растачивания. Скорость зависит от глубины резания, подачи, стойкости инструмента [6].

$$v = \frac{C \cdot C_d}{T^m \cdot t^{x_m} \cdot s^{y_v}} \cdot k_v, \text{ м/мин} \quad (2)$$

где  $T$  – стойкость режущего инструмента в мин;  $m$  – показатель относительной стойкости;  $t$  – глубина резания в мм;  $s$  – подача в мм/об;  $x_v, y_v$  – показатели степеней;  $k_v$  – общий поправочный коэффициент на изменен-

ные условия обработки; он равен произведению частных поправочных коэффициентов;  $C$  – коэффициент, зависящий от условий обработки;  $C_{\partial}$  – поправочный коэффициент, который зависит от основных динамических факторов технологической системы СПИД.

$$C_{\partial} = C_{jCT} \cdot C_{od} \cdot C_{md}, \quad (3)$$

где  $C_{jCT}$  – коэффициент, учитывающий технологическую жесткость станка (экспериментальный, либо нормативный для конкретной модели станка);  $C_{od}$  – коэффициент, учитывающий жесткость детали, закрепленной на станке;  $C_{md}$  – коэффициент, учитывающий массу обрабатываемой детали.

Введение в формулу скорости коэффициента  $C_{\partial}$  (3) позволит эффективно назначать режимы резания, с учетом динамики системы, на этапе проектирования операции без последующей их корректировки в процессе изготовления детали.

### **Выводы**

Анализ проблемы вибрации при механической обработке нежестких корпусных деталей показал, что режимы резания в ряде случаев не соответствуют рекомендуемым. Выявление общих геометрических и технологических признаков по рассматриваемым группам деталей позволит создать комплексную деталь на группу. Разработать комплексную оценку детали по степени жесткости на механической обработке позволит аналитическое и экспериментальное определение влияния выделенных параметров на уровень вибраций. Оценка уровня нежесткости детали на механической обработке даст возможность:

1 Определить коэффициент  $C_{od}$ , учитывающий нежесткость конструкции детали на операциях механической обработки. Назначать режимов резания из области значений с минимальными вибрациями технологической системы.

2 Эффективно назначать дополнительные приемы для повышения жесткости системы за счет сменных технологических элементов.

3 Эффективно определять порядок переходов при проектировании технологической операции (с учетом точности операции).

### **Литература**

- 1 Подпоркин В.Г. Обработка нежестких деталей.- М.: Машгиз, 1959.-208 с.
- 2 Рыжков Д.Н. Вибрации при резании металлов и методы их устранения. - М.;Л.: Машгиз, 1961. - 201с.
- 3 Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1986. – 184с.
- 4 Жесткость и виброустойчивость тяжелых фрезерных станков/ Под ред. П.И. Ящерицына.–Минск: Наука и техника,–135 с., Козловский Н.А., Зайкин М.П.
- 5 А.Г.Суслов, А.М. Дальский. Научные основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 2002. – 684с.
- 6 Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т1/Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. 496 с., ил.

УДК 621.9

**Гурей І.В., Гурей Т.А.**

ТДТУ ім. І.Пулюя, ГІ ім.В.Чорновола, м. Тернопіль, Україна

## **ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ КОНТАКТУ ПРИ ФРИКЦІЙНОМУ ЗМІЦНЕННІ ДЕТАЛЕЙ МАШИН**

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

Зміцнення тонкого поверхневого шару масивної деталі є прогресивним напрямком у технології машинобудування, який дозволяє економити дорогі леговані сталі, кольорові метали та інші матеріали, підвищувати ресурс і надійність механізмів і машин. В останній час широко застосовуються технологічні методи поверхневого зміцнення з використанням висококонцентрованих джерел енергії. Це лазерна, електронно-променева, іонно-плазмова, електрогідроімпульсна та інші обробки. Сутність багатьох технологічних методів поверхневого зміцнення полягає у тому, що на відносно невеликі об'єми металу діють з великими швидкостями концентровані потоки енергії високої інтенсивності, з можливим одночасним пластичним деформуванням поверхневого шару та наступним його швидким охолодженням. Такі умови обробки дозволяють отримати специфічні фізико-механічні, електрохімічні, корозійні і експлуатаційні характеристики поверхневих шарів деталей машин та елементів конструкцій. До таких технологічних методів належить і фрикційне зміцнення. У процесі фрикційного зміцнення у поверхневих шарах відбуваються структурні та фазові перетворення з утворенням зміцнених шарів, які мають низку специфічних фізико-механічних властивостей. У поверхневих шарах формується білий шар.

При фрикційному зміцненні висококонцентрований потік енергії утворюється в зоні контакту інструменті-диска, який обертається зі швидкістю 60-80 м/с, та оброблюваної деталі. Білий шар формується в результаті дії висококонцентрованого потоку енергії на порівняно невеликий об'єм металу. Фізико-механічні властивості зміцненого шару в значній мірі залежать від температури його формування [1]. Важливо знати її величину й розподіл по глибині. Пряме вимірювання температури на поверхні металу в зоні контакту зміцнювального інструмента і деталі утруднено через високу швидкоплинності процесу й локальність його дії. Тому метою роботи було теоретично визначити температуру, яка виникає в зоні контакту інструмент-деталь при фрикційному зміцненні деталей машин.

При теоретичному розрахунку температури основна складність

полягає в тому, що невідомо розподіл джерел теплоти в області контакту оброблюваної деталі і зміцнювального інструмента. Інтенсивність джерел теплоти переважно пропорційна силам тертя, але для оцінки їх необхідно знати температурні поля в деталі. Також, при інтенсивному зсувному деформуванні у поверхневих шарах виділяється тепло, яке йде на нагрів деталі та інструмента, а також виділяється у навколишнє середовище. Врахувати дані фактори є достатньо проблематично.

Одним із можливих і найбільш точних способів її визначення є аналітико-експериментальний метод. Припустимо, що джерела тепла в оброблюваній циліндричній деталі радіусом  $R$  виникають тільки в області контакту  $S$ , причому їх інтенсивність  $Q$  невідома. Вважаємо також, що зміцнення деталі доволі тривале і тоді задачу можна розглядати у квазістаціонарній постановці (у рухомій системі координат температура є встановленою). Через бічну поверхню циліндра поза областю контакту  $S$  здійснюється теплообмін з оточуючим середовищем нульової температури за законом Ньютона. Область контакту інструмент-деталь рухаються по гвинтовій лінії, нахиленій під кутом  $\gamma$  до твірної циліндра. Розподіл джерел тепла в області  $S$ , а потім і температури в деталі визначали експериментальним заміром температури на її поверхні перед областю контакту [2].

При визначенні температурного поля циліндричної деталі приймаються наступні допущення: джерела теплоти всередині циліндра відсутні; коефіцієнти теплопровідності  $\lambda$ , температуропроводності  $a$  та тепловіддачі  $\alpha$  постійні і не залежать від температури.

Введемо рухому циліндричну систему координат  $z = z_1 - v_o \tau$ ,  $\varphi = \varphi_1 - \omega \tau$ . При цьому,  $v_o = v \cos \gamma$ . У нашому випадку  $v$  – абсолютна швидкість переміщення інструмента-диска відносно циліндра;  $\omega$  - кутова швидкість обертання циліндра;  $\tau$  - час;  $z_1$  та  $\varphi_1$  - нерухомі координати.

У даній системі координат температура

$$T(r, z, \varphi) = T(r, z_1, \varphi_1, \tau)$$

визначається з рівняння [3]:

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} + \frac{v_o}{a} \frac{\partial}{\partial z} + \frac{\omega}{a} \frac{\partial}{\partial \varphi} \right) T(r, z, \varphi) = 0$$

і задовольняє граничну умову

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} + \alpha T(R, z, \varphi) = \alpha f(z, \varphi),$$

$$\text{де } f(z, \varphi) = \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\alpha} [\alpha T(R, z, \varphi)] + Q(z, \varphi) \text{ у } S \\ 0 \text{ поза } S \end{array} \right\}.$$

Теоретичний розв'язок задачі теплопровідності у рухомій

циліндричній системі координат  $r, z, \varphi$  має вигляд:

$$T(r, z, \varphi) = A_0(r, z) + 2 \operatorname{Re} \left[ \sum_{n=1}^{\infty} A_n(r, z) e^{in\varphi} \right],$$

де

$$A_n(r, z) = \sum D_{nj} J_n(q_{nj} \rho) \Phi_{nj}(\xi), \quad D_{nj} = \frac{2Bi \cdot q_{nj}^2}{(h^2 - Bi^2 - q_{nj}^2) I_n(q_{nj})},$$

$$\Phi_{nj}(\xi) = \begin{cases} 2b_{nj} \lambda_{nj}^{(2)} \operatorname{sh}(\lambda_{nj}^{(1)} \xi_0) e^{\lambda_{nj}^{(1)} \xi} & \text{при } \xi < -\xi_0; \\ b_{nj} \left[ \lambda_{nj}^{(2)} (1 - e^{\lambda_{nj}^{(1)} (\xi - \xi_0)}) - \lambda_{nj}^{(1)} (1 - e^{\lambda_{nj}^{(2)} (\xi - \xi_0)}) \right] & \text{при } |\xi| \leq \xi_0; \\ 2b_{nj} \lambda_{nj}^{(1)} \operatorname{sh}(\lambda_{nj}^{(2)} \xi_0) e^{\lambda_{nj}^{(2)} \xi} & \text{при } \xi > \xi_0; \end{cases}$$

$$b_{nj} = \frac{c_n}{\omega_{nj} (\lambda_{nj}^{(1)} - \lambda_{nj}^{(2)})}, \quad \lambda_{nj}^{(1,2)} = \frac{-\omega_1}{2 \pm \sqrt{\frac{\omega_1^2}{4} + \omega_{nj}}};$$

$$\omega_{nj} = q_{nj}^2 - in\omega_2; \quad \omega_1 = \frac{v_0 R}{a}; \quad \omega_2 = \frac{\omega R^2}{a};$$

$$c_0 = \frac{C \varphi_0}{\pi}; \quad c_n = \frac{C}{\pi} \cdot \frac{\sin(n\varphi_0)}{n}$$

$$\text{при } n \neq 0; \quad \rho = \frac{r}{R}; \quad \xi = \frac{z}{R}; \quad \xi_0 = \frac{z_0}{R}; \quad v_0 = v \cos \gamma;$$

$Bi$  - критерій Біо;  $a$  - коефіцієнт температуропроводності;  $\omega$  - кутова швидкість обертання циліндричної деталі;  $v$  - швидкість ковзання інструмента відносно деталі;  $I_n(x)$  - функція Бесселя першого роду  $n$ -го порядку;  $q_{nj}$  - додатні корені рівняння  $(Bi + n)I_n(q_n) - q_n I_{n+1}(q_n) = 0$ .

Приймаємо, що область контакту  $S$  у рухомій системі координат обмежується розмірами  $[-z_0, +z_0]$  по осі  $Oz$  і  $[-\varphi_0, +\varphi_0]$  по куту  $\varphi$  і що величина

$$\frac{\alpha T(R, z, \varphi) + Q(z, \varphi)}{\alpha} = C = \text{const}.$$

Розміри області контакту по куту  $\varphi$  знаходимо, виходячи з задачі Герца для двох стичних циліндрів із паралельними осями. Якщо  $l = 2z_0$  - ширина області контакту по осі  $Oz$ , то

$$\varphi_0 = 1.522 \sqrt{\frac{PR_0}{EIR(R_0 + R)}},$$

де  $P$  - сила притиску інструменту до деталі;  $E$  - модуль Юнга;  $R_0$  - радіус інструмента.



Припускаємо, що фізико-механічні характеристики матеріалів інструмента та оброблюваної деталі однакові, причому коефіцієнт Пуасона рівний  $\nu = 0,3$ .

За отриманими формулами провели чисельні розрахунки температури з допомогою ЕОМ, підставивши у формули теплофізичні характеристики матеріалу зміцнювального інструмента та деталі [4], а також параметри фрикційного зміцнення:  $Bi = 0,08$ ;  $r = R = 8$  мм;  $R_0 = 117,5$  мм;  $E = 2 \cdot 10^{11}$  Па;  $P = 500$  Н;  $\omega = \pi$  с<sup>-1</sup>;  $a = 67 \cdot 10^{-7}$  м<sup>2</sup>/с;  $z_0 = 1$  мм.

Отримані графічні залежності показують, що при фрикційному зміцненні циліндричних деталей максимально високі температури локалізовані безпосередньо в зоні контакту (рис. 1). При цьому слід відмітити, що максимальні значення температури суттєво залежать від швидкості переміщення зони контакту, тобто від швидкості обертання деталі, і на деякій відстані від центру зони (при  $|z| \geq 10$  мм) температура в зоні контакту не залежить від кутової координати  $\varphi$ .

З метою повного розв'язку поставленої задачі знаходимо за експериментальними замірами температури деталі в деякому січенні  $z = z_p > 10$  мм критерій Біо  $Bi$ , який характеризує теплообмін зони контакту з навколишнім середовищем, і постійну  $C$ . Прирівнюючи теоретично розраховану при різних значеннях критерію Біо  $Bi$  температуру в січенні  $z = z_p$  та температуру, отриману експериментально у цьому ж січенні, визначаємо для кожного значення критерію Біо  $Bi$  відповідну постійну  $C$ . У цьому і полягає сутність теоретико-експериментального метода визначення температури деталі при зміцненні.

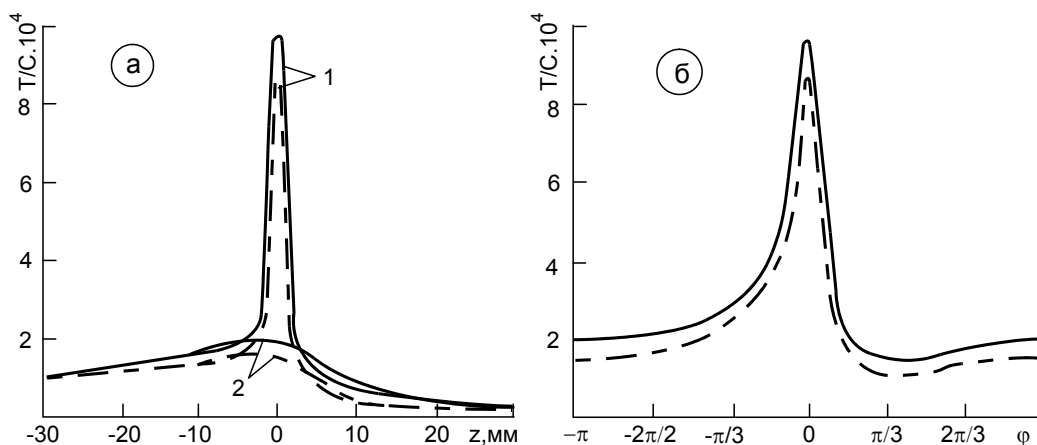


Рисунок 1 – Розподіл теоретично обчисленої температури в деталі в залежності від координат  $z$  (а) та  $\varphi$  (б): 1 -  $\varphi = 0$ ; 2 -  $\varphi = \pi$ . Суцільні лінії -  $v_0 = 0,036$  м/хв; пунктирні лінії -  $v_0 = 0,54$  м/хв

Використовуючи отримані функціональні залежності та експериментальні дані, побудували залежності розподілу температури в залежності від різних розмірів області контакту. Фрикційне зміцнення циліндричних деталей проводили при швидкості обертання деталі  $v_0 = 0,0006$  м/с. Температуру біля зони контакту інструмента та оброблюваної деталі реєстрували з допомогою привареної мідно-константової термопари осцилографом Н-700. Заміри проводили на відстані 10-30 мм від центра зони контакту.

Отримані графічні залежності показали, що максимальна температура в зоні контакту інструмента-диска та оброблюваної деталі суттєво залежать від розмірів зони контакту (рис. 2). Так, при значенні півширини зони контакту по осі  $Oz$  рівній  $z_0 = 1$  мм максимальна температура в зоні контакту досягає до  $T_{max} = 1250$  К, при збільшенні зони контакту до  $z_0 = 2$  мм максимальна температура в зоні контакту зменшується вже до  $T_{max} = 1000$  К.

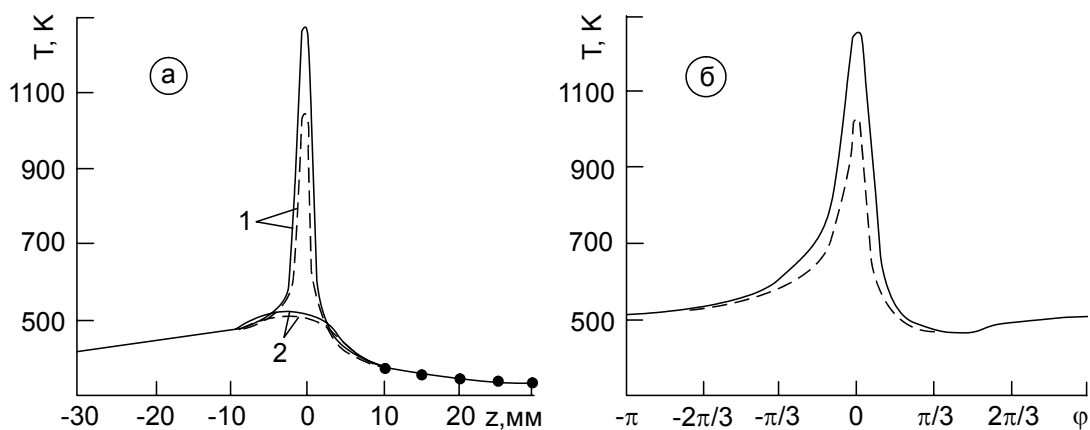


Рисунок 2 – Розподіл отриманої теоретико-експериментальним методом температури на поверхні деталі для різних розмірів зони контакту в залежності від координат  $z$  (а) та  $\varphi$  (б): 1 -  $\varphi = 0$ ; 2 -  $\varphi = \pi$ . Суцільні лінії -  $z_0 = 1$  мм; пунктирні лінії -  $z_0 = 2$  мм; точки - експериментальні дані

## Література

- 1 Гурей І.В., Гурей Т.А., Плахтій Л.В. Вплив фрикційного зміцнення на товщину поверхневого шару чавуну // Вісник Тернопільського державного технічного університету. – 1999. - Т. 4, № 2. - С. 45-50.
- 2 Температурное поле в цилиндрических деталях, возникающее при фрикционном упрочнении /Пляцко Г.В., Максимович В.Н., Хомляк Л.В., Бабей Ю.И. – Физ.-хим. механика материалов. – 1981. - № 6. – С. 82-87.
- 3 Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 600 с.
- 4 Таблицы физических величин: Справочник / Под. ред. акад. И.К.Кикоина. - М.: Атомиздат, 1976. - 1008 с.

ББК 67.9(4УКР)304.3+67.312.2

**Чікін С.В.**

НТУУ “КПІ”, м. Київ, Україна

## **РЕЗУЛЬТАТИ НДР та ДКР, ЯК ОБ’ЄКТИ ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ ВЛАСНОСТІ**

*n Report the legal relations are considered between a customer and executive of Research and Development Project. The special attention is spared to the legal settlement of relations between authors and employers. Report can profit to the researches workers, graduate students and teachers of Institutes of higher.*

Діяльність працівника вищого навчального закладу (ВНЗ) тісно пов’язана з науковою роботою, яку проводять в межах виконання держбюджетних, госпрозрахункових та інших договорів. За браком часу та серйозністю питання в цій доповіді не будемо торкатись правових аспектів їх укладання, складу тощо. Будемо вважати, що договір укладено у відповідності до чинного законодавства України. Але, як правило, такі договори укладаються між юридичними особами: представницького органу держави та ВНЗ, замовником та ВНЗ і т.д. Виконують же роботу за договорами фізичні особи (професори, доценти, аспіранти, інженери тощо), які з ВНЗ знаходяться в певних взаємостосунках, що обумовлюються індивідуальними контрактами або договорами, та отримують грошову винагороду саме за її виконання. При цьому слід мати на увазі, що найбільшої цінності набувають результати саме творчої діяльності. У відповідності до ст. 41 Конституції України „кожен має право володіти, користуватися і розпоряджатися результатами своєї інтелектуальної, творчої діяльності”.

З одного боку права на результати повинні належати спільно замовнику та виконавцю (ВНЗ) або, якщо це зазначено в договорі на виконання НДР і ДКР, тільки замовнику. А як бути з безпосереднім творцем результатів та його конституційним правом на володіння ними?

От розгляду цих питань і буде присвячена данна доповідь.

Спочатку слід з’ясувати про які **результати** може йти мова. До того моменту поки результат розумової творчої діяльності людини не набув об’єктивної форми (не був промовлений, записаний чи намальований) їм може користуватись тільки його творець. Очевидно, що виконання НДР і ДКР здійснюється для можливості використання їх результатів іншими

(крім творця) особами, а для цього він викладається у вигляді та формі, що, частіш за все, є об'єктами права інтелектуальної власності (ІВ).

Права на результати НДР і ДКР, як об'єктів ІВ, що створені у зв'язку з виконанням трудового договору або на замовлення, врегульовуються статтями 429 та 430 Цивільного кодексу України [1]. Так в них зазначено, що **особисті немайнові права ІВ** на такі об'єкти належать працівникові, який їх створив.

Пригадаємо, що під особистими немайними правами на об'єкт ІВ розуміють:

- право на визнання людини творцем (автором, винахідником тощо) об'єкта ІВ;
- право перешкоджати посяганням на право ІВ, здатному завдати шкоди честі чи репутації творця об'єкта ІВ;
- інші особисті немайнові права, а саме: наприклад, для об'єктів авторського права (статей, звітів, книг, брошур, комп'ютерних програм та баз даних) – право на зазначення свого імені при використанні об'єкта, право на анонімність або псевдонім, для винаходів – право винахідника на присвоєння свого імені створеному ним винаходу.

**Майнові права ІВ** на об'єкт, що створений у зв'язку з виконанням трудового договору або на замовлення, належать **спільно** працівникові (творцеві), що створив цей об'єкт, та особі (в нашому випадку – ВНЗ), де або у якої він працює, якщо інше не встановлено договором між ними.

Пригадаємо, що під майновими правами ІВ розуміють:

- право на використання об'єкта ІВ;
- виключне право розпоряджатися (дозволяти або забороняти використання) об'єктом ІВ.

В цих випадках кажуть, що мова йде про „службовий твір” або „службовий винахід (корисну модель)”.

**Службовим** називають **твір**, що створений автором у порядку виконання службових обов'язків відповідно до службового завдання чи трудового договору (контрактом) між ним і роботодавцем [2]. Майнове право на службовий твір належить роботодавцю (в нашому випадку – ВНЗ), якщо інше не передбачено трудовим договором (контрактом) або цивільно-правовим договором між автором і роботодавцем. За створення і використання службового твору автору належить авторська винагорода. Розмір та порядок виплати якої встановлюються вищезазначеними договорами між роботодавцем та автором.

**Службовим** називають **винахід (корисну модель)**, що створені працівником [3]:

- у зв'язку з виконанням службових обов'язків чи дорученням роботодавця за умови, що трудовим договором (контрактом) не передбачено інше;
- з використанням досвіду, виробничих знань, секретів виробництва і обладнання роботодавця.

Під службовими обов'язками розуміють зафіксовані в трудових договорах (контрактах), посадових інструкціях функціональні обов'язки працівника, що передбачають виконання робіт, які можуть привести до створення винаходу (корисної моделі), а під дорученням роботодавця – видане працівникові в письмовій формі завдання, яке має безпосереднє відношення до специфіки діяльності підприємства або діяльності роботодавця і може привести до створення винаходу (корисної моделі).

В разі створення службового винаходу право на одержання патенту має роботодавець (в нашому випадку – ВНЗ) винахідника, а якщо це є результатом виконання ДКР – то замовник та/або виконавець ДКР (ВНЗ) у відповідності до договору між ними. Створивши винахід, винахідник письмово повідомляє про це роботодавця, додаючи письмовий опис, що розкриває суть винаходу (корисної моделі) ясно і повно. Роботодавець повинен протягом **4 місяців** прийняти рішення щодо правової охорони винаходу: подати заявку в ДП „Укрпатент” для отримання патенту, передати право на його одержання іншій особі чи прийняти рішення щодо збереження винаходу як комерційної таємниці. У цей же строк роботодавець повинен укласти з винахідником письмовий договір щодо розміру та умови виплати йому (або його правонаступнику) винагороди. Якщо роботодавець не виконає вищенаведених вимог, то право на одержання патенту переходить до винахідника. Слід зазначити, що збереження винаходу як комерційної таємниці не може перевищувати 4 років. В протилежному випадку право на одержання патенту також переходить до винахідника.

Як бачимо, поки що існують певні розбіжності щодо майнових прав за Цивільним кодексом [1] та чинними законами [2, 3]. Цивільний кодекс передбачає спільне володіння, а закони – першість роботодавця. Однак ці розбіжності тимчасове явище, що будуть усунуті після прийняття законів про внесення змін до чинних законів. Такі закони зараз знаходяться на розгляді в Верховній Раді України. Так, наприклад, проект закону “Про внесення змін до Закону України “Про охорону прав на винаходи і корисні

моделі” в ст. 9 передбачає вже спільне право винахідника і працедавця на отримання патенту. Крім цього, обов’язковою умовою про передачу права на одержання патенту від винахідника до працедавця є видача винахіднику справедливої винагороди. Планується зменшити до 60 днів прийняття рішення працедавцем про патентування винаходу (корисної моделі). Зазначається також, що сторона яка відмовилась від майнових прав (винахідник або працедавець) має право на невиключну ліцензію на використання винаходу (корисної моделі).

Слід також звернути увагу майбутніх творців на те, що стосовно об’єктів авторського права (статей, звітів, книг, брошур, комп’ютерних програм та баз даних) договір про їх створення і розподіл майнових прав укладається до створення таких об’єктів. Якщо автору не було запропоновано підписати такий договір, то ВНЗ не має права претендувати на майнові права.

Державним департаментом з інтелектуальної власності Міністерства освіти і науки України розроблені типові договори, що затверджені наказом МОН від 23.12.2004 р. № 986, якими можуть скористатись як роботодавці, так і працівники:

- Повідомлення про створення об’єкта промислової власності;
- Договір про розподіл майнових прав на об’єкти права інтелектуальної власності, створені при виконанні службових обов’язків і (або) окремого доручення роботодавця;
- Договір між творцем (творцями) і роботодавцем про передання права на одержання охоронного документа на об’єкти права інтелектуальної власності, створені у зв’язку з виконанням трудового договору;
- Договір між роботодавцем і творцем про винагороду.

На закінчення хочеться висловити сподівання, що усвідомлення своїх прав та впевненість в справедливій винагороді за результати своєї інтелектуальної діяльності, дасть змогу творцям більше зосередитись на отриманні результату. Автор цієї доповіді буде задоволений, якщо і його вклад принесе користь як працівникам, так і роботодавцям.

## **Література**

- 1 Цивільний кодекс України
- 2 Закон України „Про авторське право і суміжні права” (в редакції закону від 20.11.2003 р. № 1294-IV)
- 3 Закон України „Про охорону прав на винаходи і корисні моделі” (в редакції закону від 22.05.2003 р. № 850-IV)

УДК 621.9

**Водолазская Н. В., Искрицкий В. М., Водолазская Е. Г.**  
*ДонНТУ, г. Донецк, ДГМА, г. Краматорск, Украина*

## **МЕТОДИКА РАСЧЕТА РЕДКОУДАРНОГО МЕХАНИЗМА РЕЗЬБОЗАВЕРТЫВАЮЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ С РАДИАЛЬНО- ИНЕРЦИОННЫМ ЗАМЫКАНИЕМ**

*The problems of mechanisation assembly of threaded connections with the help of some units of technological effect in different types of manufactures are reviewed. Are adduced version of a design of such nut wrench . The analysis of the given model has allowed to find relations, which one can be applied at guard rope of parameters of rarely percussive nut wrenches*

### ***Вступление***

В монтажных инструментах ударно-вращательного действия (сверлильных машинах, гайковертах, винтовертах) в последнее время находят применение редкоударные механизмы, обеспечивающие замыкание маховика с наковальней после разгона маховика до заданной угловой скорости. В отличие от частоударных механизмов, работающих с частотой 20...40 ударов в секунду, редкоударные механизмы удерживают бойки от перемещения к кулачкам наковальни и осуществляют управление процессом соударения маховика с наковальней и по их относительному положению и по угловой скорости соударения [1, 2]. Увеличение времени разгона от 0,5с до 20с позволяет снизить мощность приводного двигателя и уменьшить при этом габариты и массу инструмента в целом. После освобождения от стопорения в строго ориентированном относительно кулачков наковальни положении бойки должны за довольно малый промежуток времени поворота маховика на угол раствора кулачков наковальни полностью переместиться на величину зацепления. В предыдущих исследованиях [3, 4, 5] не достаточно уделялось внимания вопросам исключения кромочного удара, не приведены достаточные обоснования выбора основных параметров инструмента, что ограничивает область его применения. Для исключения кромочного удара, который может возникнуть в результате выхода бойков из зацепления, требуется правильный выбор инерционных параметров и силовых характеристик упругих элементов механизма.

Целью данной работы является анализ редкоударного механизма резьбозавертывающего инструмента с радиально-инерционным замыканием бойков и разработка на основе этого анализа методики расчета силовых характеристик упругих элементов механизма.

### Основное содержание и результаты работы

Для достижения поставленной цели проведен анализ динамики элементов редкоударного механизма резьбозавертывающего инструмента с радиально-инерционным замыканием бойков. Принципиальные схемы резьбозавертывающего инструмента представлены на рис. 1.

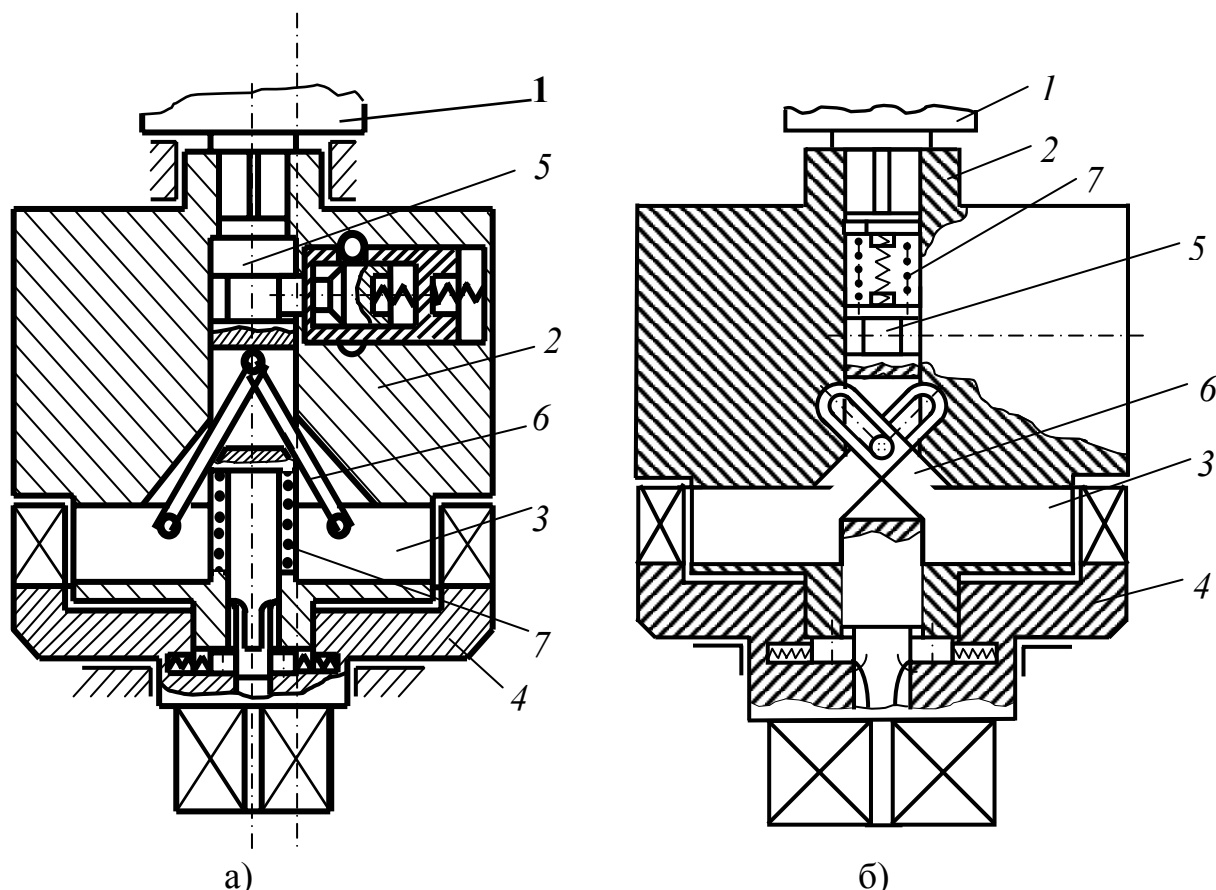


Рисунок 1 – Принципиальные схемы редкоударных механизмов резьбозавертывающего инструмента с радиально перемещающимися бойками:

1-двигатель, 2- маховик, 3- бойки, 4- наковальня, 5- подвижная центральная ось, 6- рычаги, 7- возвратная пружина

В разработанном ранее механизме [6] (см. рис.1,а) рычаги шарнирно подсоединены к бойкам, поэтому угол их наклона к оси инструмента при замыкании бойков с наковальней изменяется, что приводит к нелинейности усилия возвратной пружины. Для устранения нелинейности коэффициента жесткости пружины был предложен механизм с жестко присоединенными к бойкам рычагами (см. рис.1,б), т.е., с постоянным углом наклона к оси инструмента. Взаимодействие элементов редкоударных механизмов таких конструкций в течение одного ударного цикла можно разделить на несколько этапов [6]. На одном из этапов бойки 3 под действием центробежных сил через рычаги 6 перемещают в осевом направлении централь-



ную ось 5 и в определенно ориентированном положении, ориентирующего устройства, входят в сектор зацепления с кулачками наковальни 4, передавая крепежной детали накопленную маховиком энергию.

Расчетные схемы этих механизмов на этапе перемещения бойков после расстопорения центрального валика представлены на рис.2.

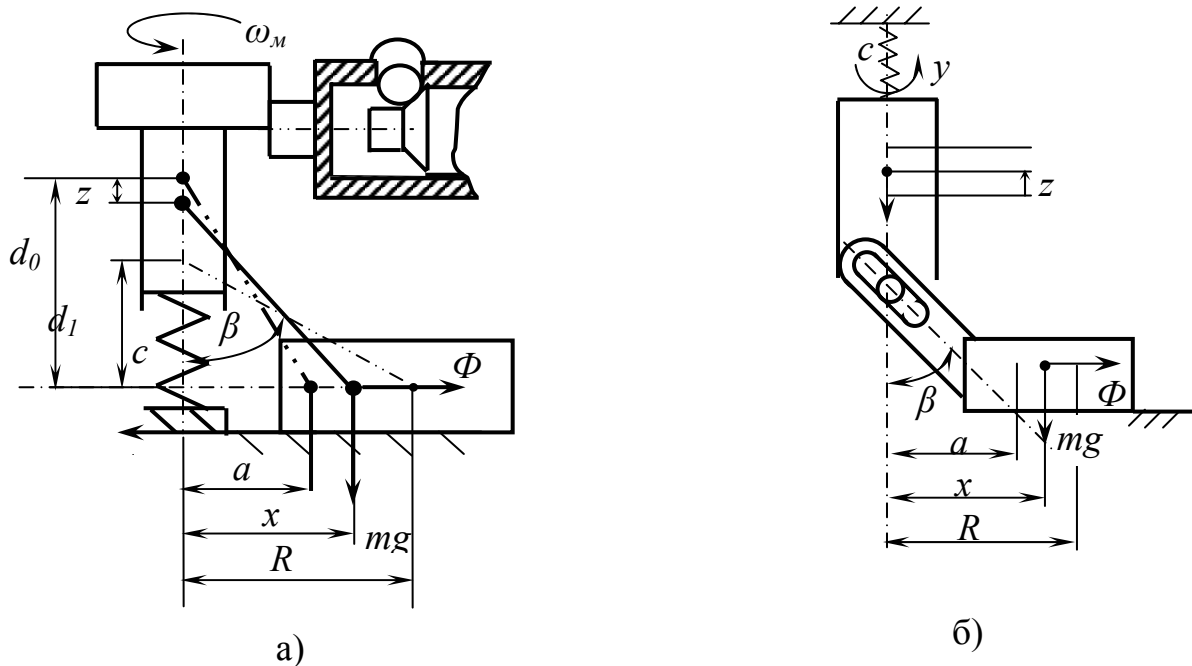


Рисунок 2 – Расчетная схема движения элементов механизмов резьбовозавертывающего инструмента с различным креплением бойков)

Движение бойков на этом этапе описывается дифференциальным уравнением, канонический вид которого следующий:

$$\ddot{x} + k^2 x = D \quad (1)$$

Действительно, для механизма с жестко присоединенными рычагами (см. рис.2,б) дифференциальное уравнение, составленное без учета сил трения и инертности центрального валика, имеет вид:

$$m\ddot{x} = m\omega^2 x - \frac{c}{2}(\lambda_0 + (x - a)ctg\beta)ctg\beta, \quad (2)$$

где:

$m$  – масса бойка;

$\omega$  – угловая скорость маховика, которую на этапе замыкания механизма можно считать постоянной;

$c$  – коэффициент жесткости возвратной пружины;

$\beta$  – угол наклона рычага к оси инструмента.

Уравнение (2) достаточно просто приводится к виду (1), если ввести следующие обозначения:

$$k = \sqrt{\frac{c}{2m}(ctg^2 \beta - \varpi^2)}, \quad D = \frac{c}{2m}(\lambda_0 - a \cdot ctg \beta) ctg \beta \quad (3)$$

где:  $a, x$  – начальная и текущая координаты центра масс центробежного груза (см. рис.2,б).

Значительно сложнее привести к виду (1) дифференциальное уравнение движения бойков в механизме с шарнирно подсоединенными рычагами (см. рис.2,а), которое из-за переменной величины угла наклона рычагов к оси инструмента является нелинейным:

$$m\ddot{x} = m\varpi^2 x - \frac{c}{2}(\lambda_0 + l(\cos \beta_0 - \cos \beta))tg \beta \quad (4)$$

Здесь:  $l$  – длина рычага, соединяющего боек с центральным валиком;

$\beta_0$  и  $\beta$  – начальный и текущий угол наклона рычага к оси механизма.

Выразив угол наклона рычага через его длину  $l$  и координату  $x$  центра масс бойка, получим:

$$\ddot{x} = (\varpi^2 - 0,5c)x - 0,5c \frac{(\lambda_0 + d_0)}{\sqrt{l^2 - x^2}} \cdot x, \quad \text{где: } d_0 = l \cdot \cos \beta_0 = \sqrt{l^2 - a^2}. \quad (5)$$

Входящую в это выражение нелинейную функцию

$$Y = \frac{(l_0 + d_0)x}{\sqrt{l^2 - x^2}} \quad (6)$$

линеаризируем методом прямой линеаризации [6, 7] в интервале  $(a \dots R)$ , заменив ее линейным выражением

$$\bar{Y} = \xi(x - \Delta) + B, \quad (7)$$

где:  $\xi$  – коэффициент линейности;

$B$  – значение линейной функции в центре интервала;

$\Delta = 0,5(R + a)$  – координата центра интервала.

Из условия равенства потенциальных энергий пружин с нелинейной и линейной характеристиками:

$$\int_a^R (Y - \bar{Y}) dx = 0 \quad (8)$$

определим величину линейной функции в центре интервала:

$$B = \frac{(\lambda_0 + d_0)(d_0 - d_1)}{R - a}, \quad \text{где } d_1 = \sqrt{l^2 - R^2} \quad (9)$$

Коэффициенты линейности определим из условия минимизации квадрата отклонения нелинейной и линейной функций, которая достигается из условия:

$$\frac{d}{d\xi} \left[ \int_a^R (Y - \bar{Y})^2 dx \right] = 0 \quad (10)$$

При выполнении этого условия коэффициент линейности принимает значение:

$$\xi = \frac{6(\lambda_0 + d_0)}{(R - a)^3} \left[ (ad_0 - Rd_1) + l^2(\beta - \beta_0) - 2\Delta(d_0 - d_1) \right] \quad (11)$$

Проведенная линеаризация позволяет привести уравнение (5) к каноническому виду (1), где входящие в него величины примут значения:

$$k = \sqrt{\frac{c}{2m}(\xi - 1) - \varpi^2}, \quad D = \frac{c}{2m}(\xi\Delta - B) \quad (12)$$

Выполненные машинные вычисления линейного (1), (12) и нелинейного (5) уравнений для одного из типоразмеров гайковертов [6] показали достаточную сходимость расчетных значений координаты бойка. Относительная погрешность координаты при угловой скорости маховика (100...50) рад/с оказалась в диапазоне (0,7...2,66)%. Кроме того, исследования показали, что решение линейного уравнения дает несколько меньшее значения координаты бойка и его скорости, по сравнению с нелинейным уравнением (5). Эти отклонения увеличиваются с увеличением времени движения бойка и с увеличением угловой скорости маховика. Наилучшая сходимость расчетных значений имеет место при рабочих скоростях соударения, диапазон которых составляет (5...10) м/с.

Полученные уравнения позволяют установить зависимости между упруго-инерционными параметрами механизма и кинематическими характеристиками его элементов, что позволяет рассчитывать с помощью ЭВМ оптимальные параметры возвратной пружины, при которых обеспечивается своевременный выход бойков в зацепление с кулачками наковальни. Блок-схема программы представлена на рис.4

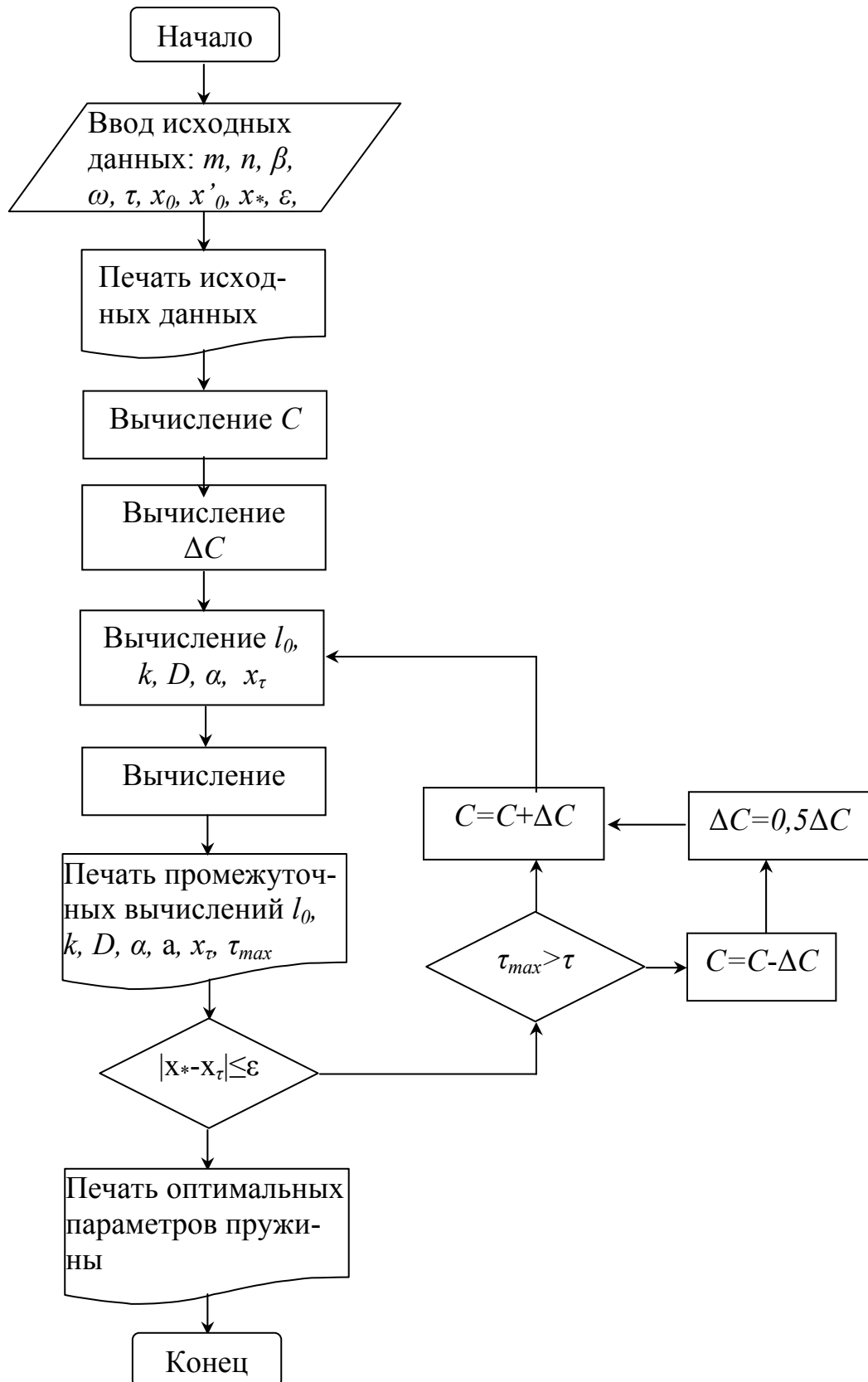


Рисунок 4 – Блок-схема расчета силовых характеристик упругих элементов резьбозавертывающего инструмента

### **Выводы**

На основании проведенного исследования можно сделать вывод о том, что предложенная методика расчета редкоударного механизма резьбозавертывающих инструментов с радиально-инерционным замыканием его элементов позволяет рассчитать оптимальные силовые характеристики (коэффициент жесткости и начальную деформацию) возвратной пружины, используя метод линеаризации. Выбранные параметры дают возможность подобрать возвратную пружину, обеспечивающую своевременный выход бойков и их полное зацепление с кулачками наковальни при минимальной относительной скорости в конце перемещения резьбозавертывающего инструмента, исключая появление кромочного удара.

### **Литература**

- 1 Водолазська Н. В, Водолазська О. Г, Іскрицький В. М. Проблеми автоматизації складання різевих з'єднань. /Машинознавство, №11(53), 2001. – С. 51-53.
- 2 Пат. 44544А України, В25В 21/02. Гайковерт. /Н. В. Водолазська, В. М. Іскрицький, О. Г. Водолазська (Україна) //Бюл. – 2002. - № 2, кн.1, С.4.80.
- 3 Ципенюк Я. И., Гельфанд М. Л. Некоторые вопросы ударно-импульсной затяжки резьбовых соединений. // Механизированный инструмент и отделочные машины. Вып. 2. – М.: ЦНИИТЭстроймаш, 1969. – С. 3-15.
- 4 Іскрицький В. М., Водолазська Е. Г. Определение степени нагружения резьбовых соединений в процессе ударной затяжки. //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. –1988, №5. - С. 26-31.
- 5 Водолазская Е. Г., Іскрицький В. М, Водолазская Н. В. Энергетический анализ процесса затяжки резьбовых соединений редкоударными гайковертами. //Research and development in chemical and mechanical industry. RaDMI 2002. Proceedings. Volume 1: Vrnjačka Banja. Yugoslavia. 01 – 04 September, 2002. – P. 464-469.
- 6 Іскрицький В. М, Водолазська Н. В., Водолазська Е. Г. Динамика процесса соударения в механизмах для сборки резьбовых соединений //International scientific conference UNITECH'04. Proceedings. Gabrovo, Bulgaria, 18-19 November 2004. P.II-244 - II-249.
- 7 Гельфанд М. Л., Ципенюк Я. И., Кузнецов О. К. Сборка резьбовых соединений. – М.: Машиностроение, 1978. – 109 с.

УДК 621.9

**Пилипенко В.Н., Кириченко И.А., Мухина О.С., Витренко А.В.**  
ВНУ им В. Даля, г. Луганск, Украина

### **СИНТЕЗ ГИПЕРБОЛОИДНОЙ ПЕРЕДАЧИ ВТОРОГО РОДА**

*The article creates non-involute knurling teeth-cutting instrument for treatment of involute cylinder wheels in a space machine-tool engagement. Instrument of this kind is theoretically obtained of the blankets of one-cavity-hyperbola type, and is easily reproduced in practice. This is extremely important when producing large quantities of toothed-wheels.*

В статье рассмотрена гиперболоидная (квазигиперболоидная) зубчатая передача, зубчатые колёса которой будут иметь сопряжённые поверхности зубьев с линейным контактом, если производящая поверхность для одного из них совпадёт с главной поверхностью зубьев парного зубчатого колеса.

Настоящая работа посвящена синтезу цилиндро-гиперболоидной передачи, составленной из прямозубого или косозубого колеса с эвольвентным профилем и квазигиперболоидного колеса. Рассматриваемая зубчатая передача может найти применение в различных отраслях машиностроения таких как станкостроение, тракторостроение а также в приборостроении.

Прямозубое или косозубое цилиндрическое колесо с эвольвентным профилем может быть изготовлено одним из широко распространённых методов зубонарезания, например, изготовлением червячной фрезой или долбяком [1]. Квазигиперболоидное зубчатое колесо предлагается нарезать методом зуботочения при помощи обкаточного резца [2]. При этом обкаточный резец по своему профилю и геометрии совпадает с цилиндрическим зубчатым колесом, т.е. этот резец не затылуется и остро не затачивается. В результате такой геометрии передние режущие грани обкаточного резца можно затачивать в пределах от  $30^\circ$  до  $-30^\circ$  в зависимости от марки обрабатываемого материала, и твёрдости обрабатываемых впадин на гиперболоидных зубчатых колёсах, а также от материала и твёрдости режущего инструмента при помощи которого будут изготовлены такие зубчатые колеса.

Процесс зацепления производящей поверхности с нарезаемым квазигиперболоидным зубчатым колесом легко понять из рисунка 1 на котором показаны подвижные системы координат  $x_1y_1z_1$  и  $x_2y_2z_2$ , связанные соответственно с производящим цилиндрическим зубчатым колесом и нарезаемым квазигиперболоидным зубчатым колесом, и неподвижная система координат –  $xuz$ . Здесь:  $\gamma$  - угол скрещивания осей

производящего и нарезаемого зубчатых колёс;  $a_w$  – кратчайшее межосевое расстояние между осями производящего зубчатого колеса и нарезаемого зубчатого колёса;  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  - углы поворота производящего и нарезаемого зубчатых колёс. Углы поворота производящего и нарезаемого зубчатых колёс  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  связаны между собой равенством:  $\varphi_2 = \varphi_1 u_{21}$  ( $u_{21}$  - передаточное отношение при станочном зацеплении производящего и нарезаемого зубчатых колёс).

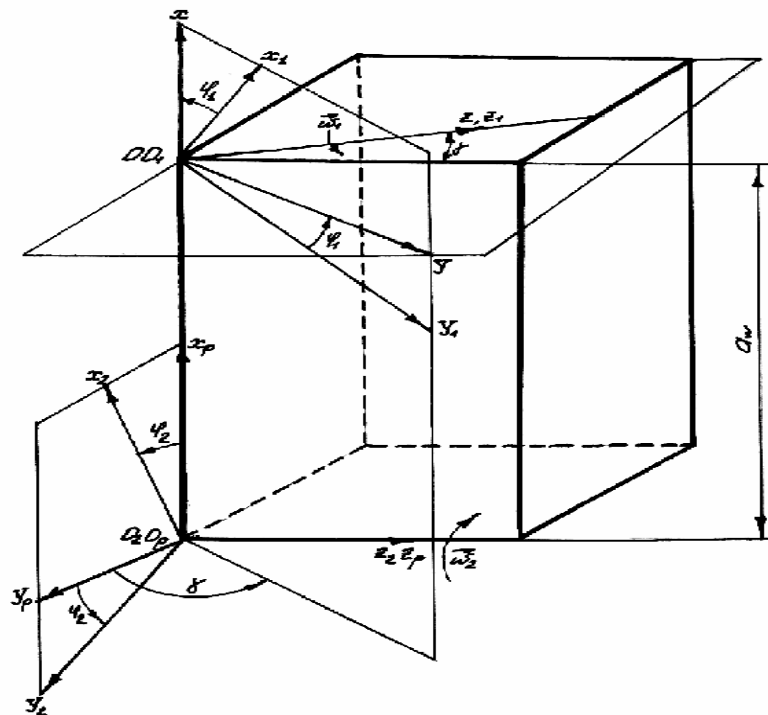


Рисунок 1 – Система координат

Уравнение поверхности зубьев прямозубого цилиндрического зубчатого колеса с эвольвентным профилем (рис. 2) в подвижной системе координат  $x_1 y_1 z_1$  запишем в следующем виде:

$$x_1 = f_1 = -r_e (\cos \Theta + \Theta \sin \Theta); y_1 = f_2 (\sin \Theta - \Theta \cos \Theta); z_1 = z = \mu \quad (1)$$

Эвольвентный профиль зуба производящего прямозубого цилиндрического зубчатого колеса при помощи которого будет получено

в пространственном станочном зацеплении квазигиперболоидное зубчатое колесо имеет вид:

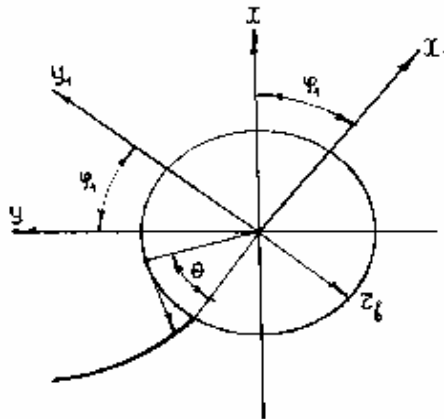


Рисунок 2 – Эвольвентный профиль

Используя известные методы теории зацепления [3], получаем уравнение зацепления прямозубого производящего колеса с нарезаемым квазигиперболоидным колесом в следующем виде:

$$F(\Theta, \mu, \gamma) = -(1 - u_{21} \cos \gamma)(f_2 f_2' + f_1 f_1') - \mu u_{21} (f_2' \cos \varphi_1 + f_1' \sin \varphi_1) \sin \gamma - a_w u_{21} (f_2' \sin \varphi_1 f_1' \cos \varphi_1) \cos \gamma = 0 \quad (2)$$

где:  $f_1', f_2'$  - производные функции  $f_1 \Theta$  и  $f_2 \Theta$  по  $\Theta$ .

Уравнение поверхности станочного зацепления получаем путём перехода от подвижной системы координат  $x_1 y_1 z_1$ , связанной с инструментом, к неподвижной системе  $x y z$ , используя уравнения (2), при этом будем иметь:

$$\left. \begin{aligned} x &= f_1 \cos \varphi_1 - f_2 \sin \varphi_1; y = f_1 \sin \varphi_1 + f_2 \cos \varphi_1; \\ z &= -\frac{(1 - u_{21} \cos \gamma)(f_2 f_2' + f_1 f_1') + a_w u_{21} (f_2 \sin \varphi_1 f_1' \cos \varphi_1) \cos \gamma}{u_{21} (f_2' \cos \varphi_1 + f_1' \sin \varphi_1) \sin \gamma} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Уравнения (3) при  $\Theta = \Theta_i = const$  являются уравнениями линий рабочего зацепления. Очевидно, что эта линия имеет переменный шаг, поскольку скорость движения точки контакта вдоль оси  $oz$  - величина переменная. Радиус цилиндра, на котором расположена эта линия можно записать в следующем виде:



$$r = \sqrt{[-r_g(\cos \Theta + \Theta \sin \Theta)]^2 + [r_g(\sin \Theta - \Theta \cos \Theta)]^2} \quad (4)$$

Уравнения поверхности зубьев квазигиперboloидного зубчатого колеса определяется уравнением (2) в совокупности со следующими тремя равенствами:

$$\begin{aligned} x_2 &= f_1(\cos \varphi_1 \cos \varphi_2 + \cos \gamma \sin \varphi_1 \sin \varphi_2) + f_2(\cos \gamma \cos \varphi_1 \sin \varphi_2 - \sin \varphi_1 \cos \varphi_2) - \\ &- \mu \sin \gamma \sin \varphi_2 + a_w \cos \varphi_2; \\ y_2 &= f_1(\cos \gamma \sin \varphi_1 \cos \varphi_2 - \cos \varphi_1 \sin \varphi_2) + f_2(\sin \varphi_1 \sin \varphi_2 + \cos \gamma \cos \varphi_1 \cos \varphi_2) - \\ &- \mu \sin \gamma \cos \varphi_2 - a_w \sin \varphi_2; \\ z_2 &= (f_1 \sin \varphi_1 + f_2 \cos \varphi_1) \sin \gamma + \mu \cos \gamma \end{aligned} \quad (5)$$

Рассмотренные передачи существуют при углах скрещивания осей цилиндрического и квазигиперboloидных колес лежащих в пределах от  $0^\circ$  до  $90^\circ$ . Решение системы уравнений (2) и (5) показывает, что квазигиперboloидное зубчатое колесо несимметрично относительно своего горлового сечения. Это происходит из-за отхода контактирующих поверхностей, начиная с одного торца квазигиперboloидного колеса к его горловому сечению и наоборот происходит приближение контактирующих поверхностей с другого торца квазигиперboloидного колеса к его горловому сечению. В результате квазигиперboloидное колесо при рассматриваемой схеме изготовления является несимметричным. При этом обкатной резец не затылуется, т.е. он является обыкновенным цилиндрическим инструментальным колесом.

При применении цилиндрического косозубого зубчатого колеса зубья будут располагаться на винтовой поверхности, уравнение которой записывается следующей системой уравнений:

$$x_1 = f_1 \cos \mu - f_2 \sin \mu; y_1 = f_1 \sin \mu + f_2 \cos \mu; z_1 = P\mu \quad (6)$$

где:  $P$  – параметр винта;

Тогда уравнения станочного зацепления представим в следующем виде:

$$\begin{aligned} F(\Theta, \mu, \varphi_1) &= P^2 \mu [f_1' \sin(\mu + \varphi_1) + f_2' \cos(\mu + \varphi_1)] + Pa_w [f_2' \sin(\mu + \varphi_1) - f_1' \cos(\mu + \varphi_1)] \operatorname{ctg} \gamma - \\ &- [f_1 \cos(\mu + \varphi_1) - f_2 \sin(\mu + \varphi_1) + a_w - P(1 - u_{21} \cos \gamma) u_{21} \sin \gamma] (f_1' f_1 + f_2' f_2) = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

Уравнения поверхности станочного зацепления получим, записывая уравнения (6) в неподвижной системе координат  $x y z$  :

$$x = f_1 \cos(\mu + \varphi_1) - f_2 \sin(\mu + \varphi_1); y_1 = f_1 \sin(\mu + \varphi_1) + f_2 \cos(\mu + \varphi_1); z = P\mu \quad (8)$$

Уравнения поверхностей зубьев квазигиперболоидного колеса, нарезаемого косозубым обкатным резцом можно записать следующей системой уравнений:

$$\begin{aligned} x_2 &= [f_1 \cos(\mu + \varphi_1) - f_2 \sin(\mu + \varphi_1)] \cos \varphi_2 - [f_1 \sin(\mu + \varphi_1) + f_2 \cos(\mu + \varphi_1)] \cos \gamma \sin \varphi_2 - \\ &- P\mu \sin \gamma \sin \varphi_2 + a_w \cos \varphi_2; \\ y_2 &= -[f_1 \cos(\mu + \varphi_1) - f_2 \sin(\mu + \varphi_1)] \sin \varphi_2 + [f_1 \sin(\mu + \varphi_1) + f_2 \cos(\mu + \varphi_1)] - \\ &- P\mu \sin \gamma \cos \varphi_2 + a_w \sin \varphi_2; \\ z_2 &= [f_1 \sin(\mu + \varphi_1) + f_2 \cos(\mu + \varphi_1)] \sin \gamma + P\mu \cos \gamma \end{aligned} \quad (9)$$

Связь между параметрами  $\Theta, \mu, \varphi_1$  выражается уравнением (7). При фиксированном значении  $\Theta = \Theta_i$  уравнения (9) определяют линию контакта на поверхности зуба квазигиперболоидного зубчатого колеса. Контактная линия на поверхности зуба косозубого цилиндрического зубчатого колеса проходит по винтовой линии, уравнение которой имеет вид (6).

### **Выводы**

Синтезирована гиперболоидная передача второго рода. Эта передача конструктивно может состоять из:

- 1) квазигиперболоидного колеса и цилиндрического эвольвентного колеса с прямым зубом;
- 2.) квазигиперболоидного колеса и цилиндрического эвольвентного колеса с косым зубом.

### **Литература**

- 1 Гавриленко В.А. Основы теории эвольвентной зубчатой передачи. – М.: Машиностроение, 1969г. - 432с.
- 2 Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента. – М.: Машгиз, 1961г. – 156с.
- 3 Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. Изд 2-е, перераб. и доп. – М.: Наука, 1968г. – 584с.

УДК 534.1(075.8)

**Чікін С.В., Беляєва А.Ю.**  
 НТУУ “КПІ”, м. Київ, Україна

## ІНЖЕНЕРНІ МЕТОДИ ВИЗНАЧЕННЯ КРИТИЧНИХ ЧАСТОТ ОБЕРТАННЯ

*In Report the engineering methods are considered of the determination the Critical Speeds that based on equations Rayleigh-Ritz, Dunkerly and equation of frequency. Report can profit to the researches workers, graduate students designers of machine.*

Не зважаючи на те, що зараз існує тенденція до скорочення кінематичних ланцюгів приводів машин, все ще значна їх частка має ступінчасте регулювання вихідних швидкісних параметрів. Це дуже часто приводить до того, що в приводах наявні вали, особливо на початках ланцюгів, які обертаються зі значними швидкостями та мають порівняно малі діаметри, а отже і жорсткість, та значні зосереджені маси у вигляді розташованих на них зубчастих коліс, муфт тощо. Тому при проектуванні приводів або при визначенні діапазону режимів експлуатації машин дуже часто є необхідним врахування критичних частот обертання.

Відомо [1], що критичні частоти обертання валів визначаються їх власними частотами поперечних (радіальних) коливань, і для будь-яких валів їх кількість нескінченна. Але частіш за все конструкторів цікавить найменша (перша) з них та іноді друга. Інші, як правило, настільки високі, що знаходяться поза діапазоном робочих швидкостей валів.

На першій частоті вал буде згинатися в найбільш простій формі (рис. 1,а), на другій критичній частоті - в найбільш простій формі з тих, що залишилися (рис. 1,б) і т.д.

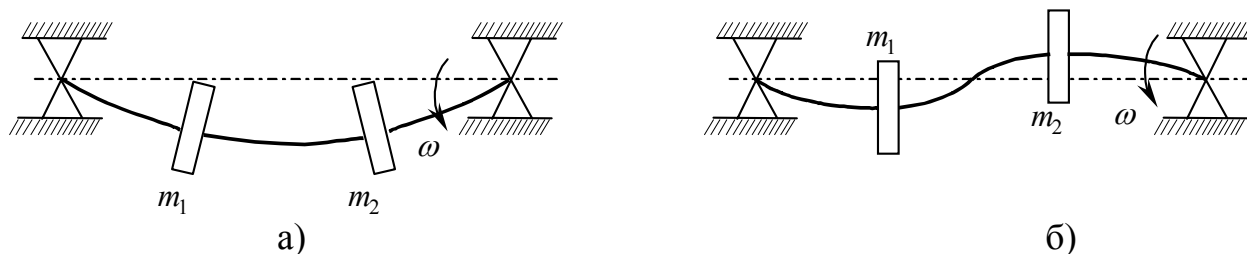


Рисунок 1

Для валу з однією зосередженою масою (рис. 2), якщо ця маса значно більша ніж маса валу, перша критична частота може бути визначена як [2]

$$\omega_c = \sqrt{\frac{k}{m}},$$

де  $m$  – маса,  $k$  – поперечна жорсткість валу (сила яка потрібна для одиничного відхилення зосередженої маси). Це співвідношення не залежить від положення валу в просторі (горизонтального, вертикального чи похилого). На рис. 2 символом  $x$  позначено відхилення валу під час його обертання.

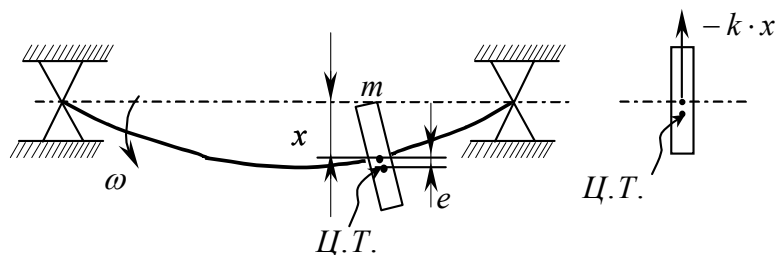


Рисунок 2

За припущення, що сили тертя в опорах незначні, центр тяжіння (Ц.Т.) маси відносно осі валу має малий ексцентриситет  $e$ , та того, що під час згинання валу поворотом маси можна знехтувати, маємо:

$$k \cdot x = m \cdot (x + e) \cdot \omega^2,$$

де  $k \cdot x$  – сила пружності з якою вал діє на масу (тут  $k$  – локальна жорсткість валу, тобто сила, яка прикладена в місці розташування маси  $m$  для забезпечення одиничного відхилення валу).

Розв'язуючи вищенаведене рівняння відносно  $x$ , знайдемо відхилення валу в місці розташування маси  $m$ :

$$x \cdot (k - m \cdot \omega^2) = m \cdot e \cdot \omega^2 \quad \text{або} \quad x = \frac{m \cdot e \cdot \omega^2}{(k - m \cdot \omega^2)}.$$

Як бачимо, при наших припущеннях, відхилення  $x$  стає досить значним, коли  $k = m \cdot \omega^2$ . Як наслідок, критична частота дорівнює  $\omega_c = \sqrt{\frac{k}{m}}$ .

Використовуючи поняття статичного відхилення  $\delta$  як відхилення в місці розташування маси  $m$ , що спричиняється дією сили  $P = m \cdot g$  (де  $g$  – гравітаційна константа), та пам'ятаючи, що  $\frac{P}{k} = \delta$ , маємо  $\frac{k}{m} = \frac{k \cdot g}{P} = \frac{g}{\delta}$ .

Звідси

$$\omega_c = \sqrt{\frac{g}{\delta}}.$$

Для валу постійного поперечного перетину, який обертається на радіальних опорах, перша критична частота буде близькою до [2]

$$\omega_c = \sqrt{\frac{5}{4} \cdot \frac{g}{\delta_{\max}}},$$

де  $\delta_{\max}$  - максимальне статичне відхилення, що спричинено рівномірно розподіленим навантаженням, що дорівнює вазі валу.

Для валу з малою власною масою та декількома зосередженими значними масами перша критична частота може бути визначена з наступних міркувань. На першій критичній частоті вал має першу форму коливань (рис. 3) та при цьому

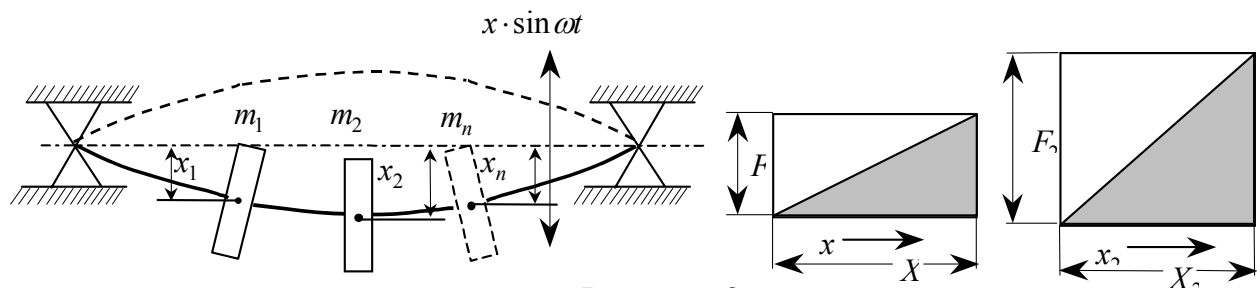


Рисунок 3

максимум потенційної енергії  $\Pi_{\max}$ , що запасена валом, повинна дорівнювати максимуму кінетичної енергії  $T_{\max}$  рухомих мас:

$$T_{\max} = \frac{1}{2} \cdot m_1 \cdot v_1^2 + \frac{1}{2} \cdot m_2 \cdot v_2^2 + \dots$$

Рух мас буде синусоїдальним і, як наслідок, максимальна швидкість будь-якої маси буде дорівнювати  $V_n = x_n \cdot \omega$ , де  $x_n$  - амплітуда переміщення цієї маси.

Таким чином

$$T_{\max} = \frac{1}{2} \cdot m_1 \cdot (x_1 \cdot \omega)^2 + \frac{1}{2} \cdot m_2 \cdot (x_2 \cdot \omega)^2 + \dots = \frac{1}{2} \cdot \omega^2 \cdot \sum (m_n \cdot x_n^2).$$

Максимум потенційної енергії  $\Pi_{\max}$  буде дорівнювати роботі, що необхідна для відхилення валу в формі, яка визначається амплітудами  $x_1, x_2$  і т.д.

Відповідно

$$\Pi_{\max} = \frac{1}{2} \cdot k_1 \cdot x_1^2 + \frac{1}{2} \cdot k_2 \cdot x_2^2 + \dots = \frac{1}{2} \cdot \sum (k_n \cdot x_n^2),$$

де кожне  $k$  є постійними жорсткості, які ми визначимо так. Нехай  $F_1, F_2, F_3$  і т.д. є такими силами, які якщо вони діють одночасно в місцях 1, 2, 3 і т.д. відповідно призводять до результируючих відхилень  $x_1, x_2, x_3$  і т.д. В цьому випадку форма кривої відхилень залежить від цих сил, а не від того яким чином і в якій послідовності вони прикладені. Ми можемо, наприклад, вважати силу  $F_1$  прикладеною першою, силу  $F_3$  другою, потім  $F_2$  і т.д. в будь-якій послідовності. Припустимо, що сили прикладалися одночасно від нуля по лінійному закону (як на рис. 3). Робота в кожному місті прикладення сил визначається площею зафарбованих фігур під суцільною лінією з нахилом  $k$ .

Якщо  $\Pi_{\max} = T_{\max}$ , то

$$\omega^2 = \frac{\sum k_n \cdot x_n^2}{\sum m_n \cdot x_n^2}.$$

Ми зараз вважаємо, що форма з якою згинається вал під час коливань є такою, як крива статичних відхилень, тобто вважаємо  $x_1 = C \cdot \delta_1, x_2 = C \cdot \delta_2$  і т.д. Насправді це не так, але ми використовуємо резонансну апроксимацію.

Тоді

$$\omega^2 = \frac{\sum k_n \cdot \delta_n^2}{\sum m_n \cdot \delta_n^2} = \frac{\sum P_n \cdot \delta_n}{\sum P_n \cdot \delta_n^2}$$

при  $m_n = \frac{P_n}{g}$  та  $k_n \cdot \delta_n = P_n$ .

Вважаючи власну частоту коливань  $\omega$  валу при згинанні такою, що дорівнює критичній частоті  $\omega_c$  та, для спрощення, опускаючи індекс „ $n$ ”, остаточно маємо рівняння:

$$\omega_c = \sqrt{g \cdot \frac{\sum (P \cdot \delta)}{\sum (P \cdot \delta^2)}},$$

яке називають **рівнянням Релея-Ритця**.

Це рівняння дозволяє приблизно визначити першу критичну частоту, значення якої є трохи більшим за дійсне.

Рівняння Релея-Ритця може використовуватись для оцінки першої критичної частоти для валу з розподіленою масою. В цьому випадку розділяють вал на декілька частин  $m_1, m_2, m_3$  і т.д. Вважають масу кожної частини як зосереджену в центрі тяжіння.

Визначення вищих (другої, третьої і т.д.) критичних частот для багатомасових систем, потребує значно більшої кількості розрахунків. Для будь-якої багатомасової системи критичні частоти можна отримати дорівнюючи нулю **частотне рівняння**, яке визначається як детермінант наступної матриці:

$$\begin{pmatrix} (a_{11} \cdot m_1 - \frac{1}{\omega^2}) & (a_{12} \cdot m_2) & (a_{13} \cdot m_3) & \dots \\ (a_{21} \cdot m_1) & (a_{22} \cdot m_2 - \frac{1}{\omega^2}) & (a_{23} \cdot m_3) & \dots \\ (a_{31} \cdot m_1) & (a_{32} \cdot m_2) & (a_{33} \cdot m_3 - \frac{1}{\omega^2}) & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \end{pmatrix}$$

У якості ілюстрації отримаємо рівняння тільки для двохмасової системи. Розглянемо вал, який зображено на рис. 4. Цей вал обертається та відхиляється під

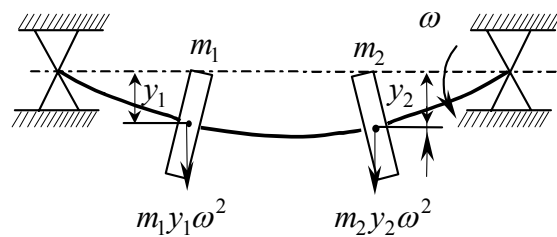


Рисунок 4

дією на обидві маси відцентрових сил  $m_1 \cdot y_1 \cdot \omega^2$  та  $m_2 \cdot y_2 \cdot \omega^2$ . Рівняння руху кожної маси буде

$$\begin{aligned} y_1 &= a_{11} \cdot m_1 \cdot y_1 \cdot \omega^2 + a_{12} \cdot m_2 \cdot y_2 \cdot \omega^2; \\ y_2 &= a_{22} \cdot m_2 \cdot y_2 \cdot \omega^2 + a_{21} \cdot m_1 \cdot y_1 \cdot \omega^2. \end{aligned}$$

Перетворимо верхнє рівняння, об'єднавши коефіцієнти при  $y_1$  та  $y_2$  і розділивши на  $\omega^2$ :

$$\begin{aligned} y_1 \cdot (a_{11} \cdot m_1 - \frac{1}{\omega^2}) + (a_{12} \cdot m_2) \cdot y_2 &= 0; \\ y_1 \cdot (a_{21} \cdot m_1) + (a_{22} \cdot m_2 - \frac{1}{\omega^2}) \cdot y_2 &= 0. \end{aligned}$$

Розв'язуючи для  $\frac{y_1}{y_2}$  обидва рівняння маємо:

$$\frac{y_1}{y_2} = \frac{a_{12} \cdot m_2}{\frac{1}{\omega^2} - a_{11} \cdot m_1}; \quad \frac{y_1}{y_2} = \frac{\frac{1}{\omega^2} - a_{22} \cdot m_2}{a_{21} \cdot m_1}.$$

Потім

$$\frac{a_{12} \cdot m_2}{\frac{1}{\omega^2} - a_{11} \cdot m_1} = \frac{\frac{1}{\omega^2} - a_{22} \cdot m_2}{a_{21} \cdot m_1},$$

яке можна перетворити в форму

$$\frac{1}{\omega^4} - (a_{11}m_1 + a_{22}m_2) \frac{1}{\omega^2} + (a_{11} \cdot a_{22} + a_{12} \cdot a_{21}) \cdot m_1 \cdot m_2 = 0 \quad (*)$$

Це бікватратне рівняння має додатні корені  $\frac{1}{\omega_1}$  та  $\frac{1}{\omega_2}$ , де  $\omega_1$  та  $\omega_2$  - перша та друга критичні частоти (або власні частоти поперечних коливань). Константи  $a$  є коефіцієнтами впливу:  $a_{12}$  - відхилення в місці розташування маси № 1, яке спричиняється одиничним навантаженням в місці розташування маси № 2, а  $a_{11}$  - відхилення в місці розташування маси № 1, яке спричиняється одиничним навантаженням в місці розташування маси № 1 і т.д. Теорема оберненості Максвелла говорить, що  $a_{12} = a_{21}$ .

Іншим приблизним рівнянням визначення першої критичної частоти є **рівняння Данкерлі (Dunkerley)**, яке ми отримуємо з частотного рівняння (\*).

В будь-якому рівнянні виду  $x^2 + bx + c = 0$  сума коренів рівняння дорівнює  $x_1 + x_2 = -b$ . Тому в частотному рівнянні (\*) буде

$$\frac{1}{\omega_{c1}^2} + \frac{1}{\omega_{c2}^2} = a_{11}m_1 + a_{22}m_2,$$

де  $\omega_{c1}$  та  $\omega_{c2}$  відповідно перша та друга критичні частоти.  $\omega_{c2}$  більше ніж  $\omega_{c1}$  і, як правило, набагато більше. Тоді  $\frac{1}{\omega_{c1}^2}$  буде значно більше, ніж  $\frac{1}{\omega_{c2}^2}$ .

Таким чином, приблизно

$$\frac{1}{\omega_{c1}^2} = a_{11} \cdot m_1 + a_{22} \cdot m_2.$$

Пам'ятаємо, що  $a_{11} \cdot m_1 = a_{11} \cdot \frac{P_1}{g}$  та  $a_{11} \cdot P_1 = \delta_{11}$  - статичне відхилення на масі № 1, що спричинено тільки дією сили  $P_1$ . Тоді

$$a_{11} \cdot m_1 = \frac{\delta_{11}}{g} = \frac{1}{\omega_1^2},$$

де  $\omega_1$  - критична частота, яка буде, якщо наявною є тільки маса № 1. Аналогічно

$$a_{22} \cdot m_2 = \frac{1}{\omega_2^2}.$$

Таким чином, приблизне рівняння Данкерлі для двохмасової системи буде мати вигляд:



$$\frac{1}{\omega_{c1}^2} = \frac{1}{\omega_1^2} + \frac{1}{\omega_2^2} + \dots$$

Враховуючи те, що в цьому рівнянні вважається  $\frac{1}{\omega_{c1}^2} = a_{11} \cdot m_1 + a_{22} \cdot m_2$ ,

тоді як насправді буде  $\frac{1}{\omega_{c1}^2} = a_{11} \cdot m_1 + a_{22} \cdot m_2 - \frac{1}{\omega_{c2}^2}$ , рішенням його отримується значення першої критичної частоти, що є меншим від дійсного.

Неважко впевнитися у тому, що рівняння Данкерлі для першої критичної частоти багатомасової системи буде мати вигляд:

$$\frac{1}{\omega_c^2} = \frac{1}{\omega_1^2} + \frac{1}{\omega_2^2} + \frac{1}{\omega_3^2} + \dots$$

Для порівняння результатів розрахунків, визначимо першу критичну частоту двохмасової системи за допомогою кожного методу. Будемо вважати, що на валу розташовані дві маси вагою 623 Н та 267 Н з коефіцієнтами впливу  $a_{11} = 11,42 \cdot 10^{-3}$  м/Н,  $a_{22} = 68,52 \cdot 10^{-3}$  м/Н та  $a_{12} = a_{21} = 22,84 \cdot 10^{-3}$  м/Н.

Розрахунки дають наступні результати:  
за допомогою частотного рівняння  $\omega_{c1} = 624$  рад/с ( $n_{c1} = 5961,78$  об/хв) – точне рішення;

за допомогою рівняння Релея-Ритця  $\omega_{c1} = 651$  рад/с ( $n_{c1} = 6219,74$  об/хв);

за допомогою рівняння Данкерлі  $\omega_{c1} = 621$  рад/с ( $n_{c1} = 5933,12$  об/хв).

Як бачимо, всі три значення різні, але рівняння Релея-Ритця дає похибку 4,3%, а рівняння Данкерлі - 0,48%.

Таким чином, для інженерних розрахунків краще використовувати рівняння Данкерлі тому, що воно визначає критичну частоту з запасом щодо резонансу.

### Література

- 1 Василенко М.В., Андрейчук О.М. Теорія коливань і стійкості руху: Підручник. – К.: Вища шк., 2004. – 525 с.
- 2 Hall A.S., Holowenko A.R., Laughlin H.G. Machine design. – McGraw-Hill Inc., 1961. – 344 p.

УДК 620.178.5

**Деньщиків О.Ю.**  
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ВІБРАЦІЙНОГО СТАРІННЯ НАПРАВЛЯЮЧИХ ВЕСТАТІВ НА ПРИКЛАДІ БАЛОК З ПРОСТИМ НАПРУЖЕНИМ СТАНОМ**

*In the article the analysis of the works devoted to a question of experimental researches of process of a relaxation of residual stress at a vibratory stress relief is carried out. The class of designs not considered earlier on which is allocated are carried out experimental researches. Curve relaxations of residual stress are received during a vibratory stress relief.*

### **Вступ**

Завдання мінімізації рівня залишкових напружень є одним з основних, вирішуваних при проектуванні і виготовленні базових деталей металоріжучих станків/1/. Це пов'язано з тим, що релаксація напружень під дією експлуатаційних навантажень, коливань температури може привести до викривлення деталей, що у свою чергу приведе до втрати точності взаємного положення різець-заготівка. Тому додаткова стабілізуюча обробка є необхідною технологічною операцією. Одному з найбільш перспективних методів зменшення залишкових напружень для деталей великої довжини, якими є станини верстатів, направляючі та інше є метод вібраційного старіння/2-4/.

Проте зараз це метод не набув належного поширення внаслідок того, що відсутня надійна методика розрахунку процесу релаксації залишкових напружень в процесі вібраційної обробки і, тому, вибір параметрів вібраційного старіння (умови закріплення, точка прикладання і величина збуджуючої сили) проводиться на підставі особистого досвіду експериментатора.

Найбільш перспективним способом створення такої методики є апроксимація релаксаційної кривої феноменологічною залежністю. При такому підході не вивчаються процеси, що відбуваються в матеріалі конструкції, яка піддається вібраційному старінню, а вид залежності вибирається так, щоб одержана крива якісно відповідала результатною. Кількісна відповідність вибирається підбором параметрів що входять у феноменологічну залежність. При такому підході необхідна наявність набору експериментальних даних, в яких би простежувався однозначний зв'язок між кількістю циклів релаксації значенням залишкових і амплітудою динамічних напружень. Проте як показав аналіз, в літературі відсутні такі експериментальні дані. Експерименти по релаксації залишкових напружень під дією вібраційного навантаження проводилися

або на промислових виробках складної форми /4-5/, або на балках прямокутного перетину залишкові напруження в яких створювалися наплавленням металу або на одну з поверхонь, або на одну з кромки балки /6-8/, тому одержуваний напружений стан був складним.

Таким чином, для даного дослідження були поставлені наступні задачі:

1. Розробити установку для дослідження процесу вібраційного старіння зразків у якій би створювались вібраційні напруження, що є функцією однієї координати.

2. Провести досліджень по релаксації залишкових напружень під дією вібрації у виробках простої форми, в яких залишкові напруження також були б функцією однієї координати.

3. В результаті досліджень отримати залежності релаксації залишкових напружень в процесі вібраційного старіння від кількості циклів додатку навантаження та виконати їх аналіз.

### ***Опис експериментальної установки***

Для проведення досліджень була розроблена експериментальна установка. Кінематична схема розроблена на основі схеми установки для натурних досліджень на згинання корпусної деталі моста ведучих коліс самохідної машини, що описана у /9/. Збуджуюча система складається з двоопорної балки, на якій розташовано двигун постійного струму із закріпленням на валу ексцентриком. У процесі роботи у балці виникають вимушені коливання, частота яких залежить від швидкості обертання валу. Симетрично відносно середини балки до неї прикріплено дві дерев'яні стійки, жорсткість яких на розтягування - стиск значно вище, ніж жорсткість досліджуваної балки на згин. За рахунок симетрії переміщення стійок у вертикальному напрямі однакові. Інша сторона стійок закріплена на краях досліджуваної балки – за рахунок цього, а також того, що досліджувана балка розташована симетрично на двох опорах (один рухомий і один нерухомий шарнір) напружений стан у частини балки між опорами відповідає чистому згину. Величина амплітуди динамічних напружень, що створюються джерелом вібрації, регулюється зміною відстані між опорами.

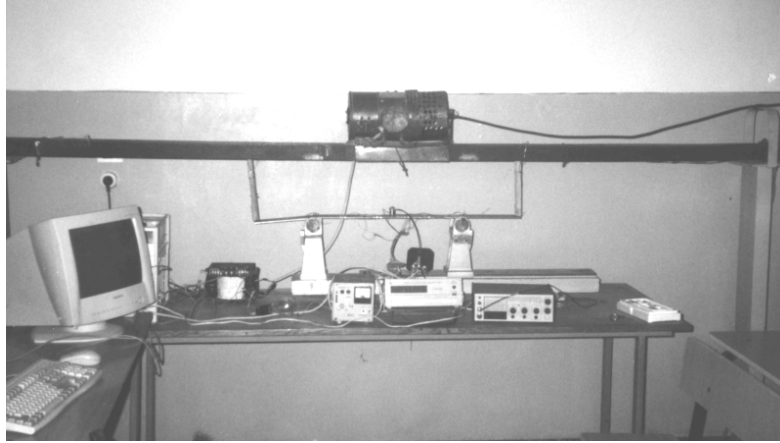


Рисунок 1 – Загальний вигляд експериментальної установки.

Електрична схема зображена на рисунку 2. Працює вона таким чином: Комп'ютер подає на постійне напруження на оптодіодистори  $D_1$  та  $D_2$  (рис. 2), включені в суміжні плечі мостової схеми. Оптодіодистори відкриваються – електричний струм через дросель  $L_1$  проходить на двигун, що починає обертатися. Коли комп'ютер перестає подавати сигнал оптодіодистори закриваються і струм на двигун не подається. Регулюючи частоту подачі та час подачі сигналу можна змінювати швидкість обертання валу двигуна.

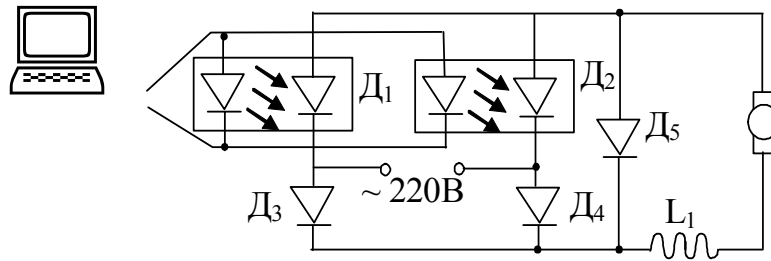


Рисунок 2 – Електрична схема установки.

### ***Розрахунок залишкових напружень***

Матеріал вважається ідеально пластичним. Прямокутна балка висотою  $h$  і шириною  $b$  була навантажена двома рівними між собою силами  $P$  на однаковій відстані від опор рівному  $a$ . Відстань між опорами  $l$ . При цьому напружений стан між опорами відповідає чистому згину (рисунк 3). Умова виникнення пластичної течії /10/:  $P \geq \frac{bh^2}{6a} \sigma_T$ ,

припинення пластичної течії (пластична зона займає всю висоту перетину)

$$P \geq \frac{bh^2}{4a} \sigma_T.$$

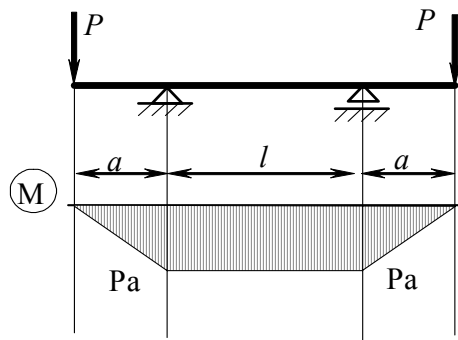


Рисунок 3 - Епюра згинальних моментів.

Після розвантаження в балці виникли залишкові напруження, які були знайдені на основі теореми про розвантаження /10/:

$$\sigma = \left( \sigma_T - \frac{12Pa}{bh^2} \right) \frac{4y}{h}; \quad y < y_T$$

$$\sigma = \frac{24Pa}{bh^3} \left( 1 - \frac{y_T}{h} \right) \left( y - \frac{h}{4} \right) + \sigma_T - \frac{12Pa y_T}{bh^3}; \quad y > y_T$$

де відстань від нейтральної лінії до зони пластичної течії

$$y_T = \frac{1}{2} \sqrt{3h^2 - \frac{12Pa}{b\sigma_T}}$$

### Експериментальні дослідження

Дослідження проводилися на балці завдовжки 1м та розмірами в плані 60X4 мм<sup>2</sup>. Відстань між опорами 550 мм. На пластині були закріплені чотири тензорезистора 2ПКП –30-200ГБ - по два на кожній із сторін. Вимірювання проводилися за допомогою вимірника деформації ИДЦ-1.

Таблиця 1. Величини залишкових і амплітуди динамічних напружень, що створюються джерелом вібрації

№ датчика	Залишкові напруження до обробки (МПа)	Амплітуда динамічних напружень (МПа)	Залишкові напруження після обробки (МПа)					
			Кількість тисяч циклів					
			1	2	3	5	10	15
1	52,5	105,8	46,4	41,25	38,6	37,9	35,4	35,0
2	56,25		47,0	45,00	40,0	38,9	36,0	35,3
3	-52,625		- 45,9	-43,15	-43,0	-40,2	-34,8	-33,5
4	-54,5		- 48,0	-41,25	-39,3	-38,0	-34,5	-33,8

Для створення залишкових напружень балка була навантажена двома вантажами по 300Н кожен, при цьому зона пластичної деформації зайняла

половину висоти перетину.

Вібраційна обробка проводилася на першій резонансній частоті, яка дорівнює 450 об/хв або 7,5 Гц.

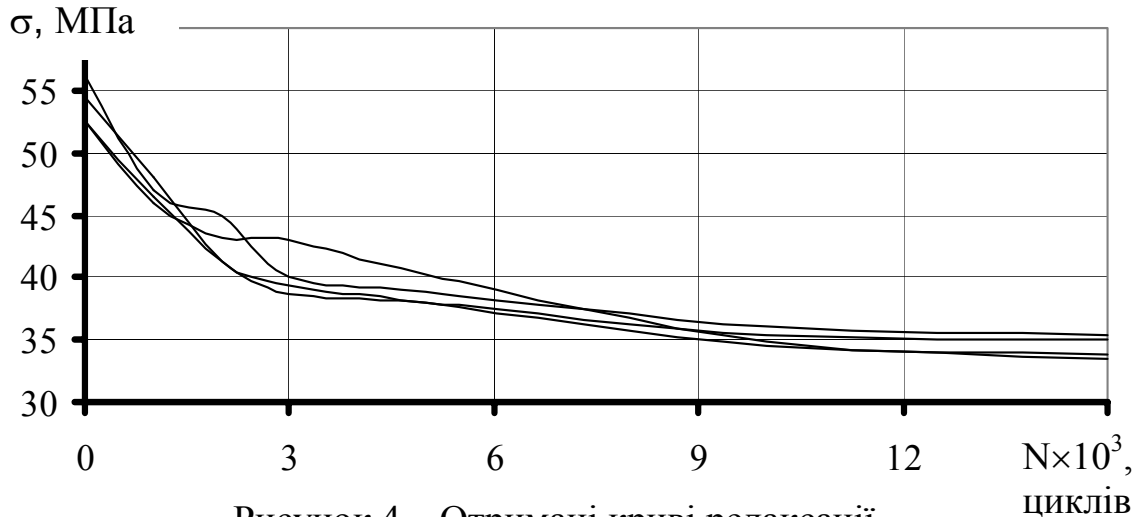


Рисунок 4 – Отримані криві релаксації

### **Висновки**

Встановлений однозначний зв'язок між кількістю циклів релаксації величиною залишкових і амплітудою діючих напружень.

Аналізуючи одержані криві можна відзначити наступне:

1. Швидкість зміни величини залишкових напружень пропорційна самій величині залишкових напружень та амплітуді динамічних напружень.

2. Під час процесу релаксації швидкість зменшення залишкових напружень нелінійно залежить від кількості циклів релаксації.

3. Релаксаційні процеси відбуваються при таких значеннях залишкових і динамічних напружень, при яких їх сума не перевищує границі текучості. Тобто умова початку пластичної течії для статичного вантаження не виконується.

4. Зменшення залишкових напружень відбувається не до нуля, а до деякого рівня залишкових напружень. При цьому для подальшої релаксації необхідне збільшення амплітуди динамічних напружень.

Після апроксимації одержані дані можуть бути використані для визначення коефіцієнтів феноменологічної залежності, від якої може бути вибраний, наприклад, відповідно до /11/. Надалі передбачається отримання методики розрахунку, яка дозволила б проводити раціональний вибір параметрів вібраційного старіння (умови закріплення, точка додатку і величина збуджуючої сили).

Крім того, отримані апроксимуючі залежності можна безпосередньо

використовувати для оцінювання величини зменшення напружень за допомогою метода вібраційного старіння конструкцій, які можуть бути промодельовані, як балки з простим напруженим станом/12/ (наприклад направляючі, зварні станіни металорізних верстатів).

## Література

- 1 Лашенко Г.И., Демьяненко Г.П., Иващенко Г.А. Технология, проектирование и изготовление сварных конструкций в станкостроении. – К., Знание, 1980. – 24с.
- 2 Алилуев В.И., Демьяненко Г.П., Лашенко Г.И. и др., Применение метода вибростабилизации при изготовлении сварных деталей металлорежущих станков// Технология производства, научная организация труда и управления. – 1977. № 11.- с.5-9.
- 3 Анистратов В.Д., Гини Э.Ч. Вибрационное старение корпусных чугунных деталей станков: Обзор. М. НИИМАШ, 1981. 36с.
- 4 Дрыга А.И. Вибростабилизирующая обработка сварных и литых деталей в машиностроении. Теория, исследования, технология.– Краматорск: ДГМА, 2004. - 168с.
- 5 Рагульскис К..М. и др. Вибрационное старение. Л.: Машиностроение. 1987.72с.
- 6 Оленин Е.П., Аверин А.С., Добротина Е.В., Алексеев О.К. Снижение виброобработкой остаточных напряжений в сварных элементах// Сварочное производство 1983, №5, с. 11-13.
- 7 Грузд А.А., Зубченко О.И., Казимиров А.А., Недосека А.Я. Снижение сварочных напряжений в пластинах с помощью вибрации// Автоматическая сварка. 1972. № 7. с 75-76.
- 8 Сагалевиц В.М., Мезенцева С.А., Насыров Г.Х. Исследование снижения остаточных напряжений в сварных конструкциях балочного типа вибрационной обработкой// Сварочное производство 1995, №7, с. 15-18.
- 9 Серенсен С.В. Усталость материалов и элементов конструкций. Избр. тр. в 3 т. - К. Наук.думка, 1985.- т.2. 256 с.
- 10 Феодосьев В.И. Соппротивление материалов. М. Наука., 1986, 512 с.
- 11 Деньщиков А.Ю, Львов Г.И., Моделирование процесса снижения остаточных напряжений посредством вибрационной обработки (одноосные задачи). Вестник национального технического университета "ХПИ", сборник научных трудов, тематический выпуск «Динамика и прочность машин» №8, 2003, т. 2., Харьков, 2003, с. 55-60.
- 12 Полнов В.Г., Могильнер М.Н. Определение режимов вибрационной обработки сварных конструкций с целью снижения остаточных напряжений/Сварочное Производство. 1984, №2, с, 32-33.

УДК 621.951

**Ковалев В.Д., Гаков С.А.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ ЗА СЧЕТ ПРИМЕНЕНИЯ АДАПТИВНЫХ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОР**

*In clause examples of use of hydrostatic support in станочном the equipment are resulted. The technique designing of adaptive hydrostatic support is considered. Are drawn the basic conclusions, on scopes of hydrostatic support are certain.*

### ***Введение***

Повышение требований к качеству выпускаемой продукции, увеличение скоростей относительного перемещения и действующих нагрузок выдвигают все новые требования к техническому уровню, надежности и точности металлорежущего оборудования.

С ростом требований к узлам трения в связи с повышением точностных характеристик выпускаемых станков и оснащения их системами ЧПУ появилась необходимость использования гидростатических опор [1].

Гидростатические опоры при оптимальном проектировании обеспечивают высокую надежность работы, исключают износ трущихся поверхностей, компенсируют погрешность изготовления узлов трения, могут использоваться как привод микроперемещений для автоматического управления точностью, а также использоваться в системах адаптивного управления и диагностирования станков.

Широкое применение нашли гидростатические опоры: в шпиндельных узлах станков, в которых требуется высокая точность вращения (радиальное биение от 2...5 мкм для тяжелых станков до сотых долей мкм – для легких станков), высокое демпфирование и высокая диагностическая жесткость; также широко используются гидростатические опоры в круговых направляющих планшайб и столов. Такие направляющие определяют технические параметры и работоспособность токарно-карусельных, зубообрабатывающих, расточных, фрезерных станков и т.п. Столы с гидростатическими опорами обеспечивают повышение точности, грузоподъемности, наилучшие условия для позиционирования, исключение скачкообразного перемещения при малых скоростях.

Одним из существенных показателей работоспособности опор жидкостного трения является их способность к самоустановке, то есть к



сохранению постоянного зазора между взаимосопрягаемыми поверхностями опоры при перекосах, температурных и силовых деформациях, погрешностях изготовления. []

В традиционных опорах жидкостного трения траектория перемещения подвижных узлов задается формой опорных поверхностей.

Полностью скомпенсировать влияние даже макропогрешностей, температурных и силовых деформаций опорных поверхностей позволяют адаптивные гидростатические опоры, обеспечивающие траектории перемещения и точность положения подвижных узлов, близкие к идеальным.

### *Основная часть*

Направляющие станин, по которым перемещаются подвижные узлы, имеют длину до нескольких десятков метров и поэтому выполняются стыкованными из нескольких участков, что делает невозможным достижение требуемой точности их расположения, измеряемой сотыми долями миллиметра.

На рисунке 1 показана плавающая опора со встроенным в неё автоматическим регулятором расхода смазочного материала мембранного типа с обратной связью по давлению. Это обеспечивает опоре практически бесконечную жесткость слоя смазки.

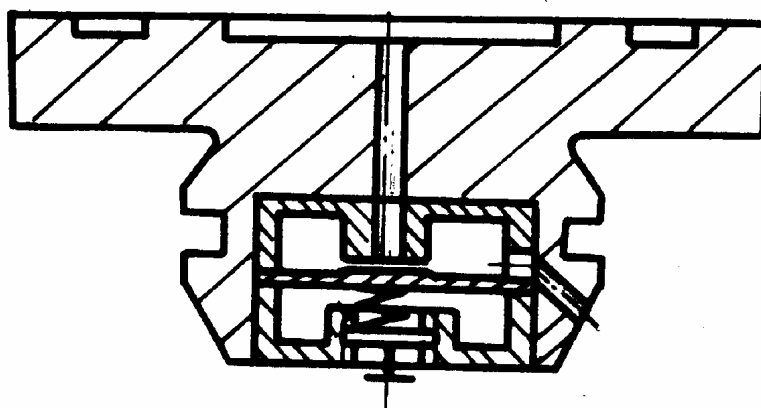


Рисунок 1 – Опора со встроенным автоматическим регулятором расхода смазки

Способность к самоустановке важна и для цилиндрических опор, например при изгибе вала. Цилиндрические опоры находят широкое применение в шпиндельных узлах станков. Когда опрокидывающие моменты незначительны, для практического использования могут быть рекомендованы опоры с одним рядом активных источников, расположенным в центральной части, и двумя рядами пассивных (глухих

камер), находящихся между границами активных источников и границами опоры.

Важнейшее значение для работоспособности цилиндрической опоры также имеет подвижность узла, в котором она установлена. На рисунке 2 показаны схемы установки цилиндрических опор на сферических шарнирах, которые позволяют одной из сопрягаемых поверхностей поворачиваться на достаточный для самоустановки угол вокруг осей, перпендикулярных продольной оси опор. Выбор схемы установки втулок зависит от функционального назначения и конструктивных особенностей устройства, в котором применены опоры.

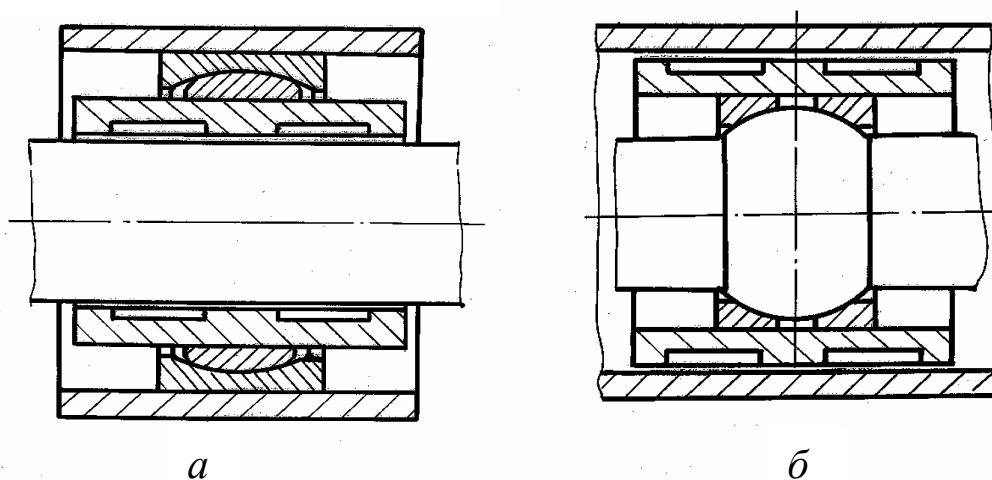


Рисунок 2 – Схема цилиндрических направляющих с самоустанавливающимися втулками на сферическом шарнире: а – внешнем; б – внутреннем

При этом подвод смазочного материала в активные источники (камеры) желательно осуществлять в неподвижную сопрягаемую деталь опор, так как трубопроводы, по которым подается смазка под давлением, обладают значительной жесткостью, и в случае соединения их с самоустанавливающейся втулкой они в значительной степени ограничат её подвижность, что отрицательно скажется на характеристиках опор.

Если цилиндрическая опора работает в режиме направляющей (с осевым перемещением), то подвод смазки можно осуществлять как традиционно – непосредственно в камеру, так и со стороны, противоположной сопрягаемой поверхности (в том случае, если величина рабочего хода направляющих не превышает длины камеры).

Полностью скомпенсировать влияние даже макропогрешностей, температурных и силовых деформаций опорных поверхностей позволяют адаптивные гидростатические опоры, обеспечивающие траектории перемещения и точность положения подвижных узлов, близкие к идеальным.

Это производится путем отслеживания эталонных линеек или световых пучков за счет микроперемещений в опорах.

Принцип действия адаптивной опоры показан на рисунке 3.

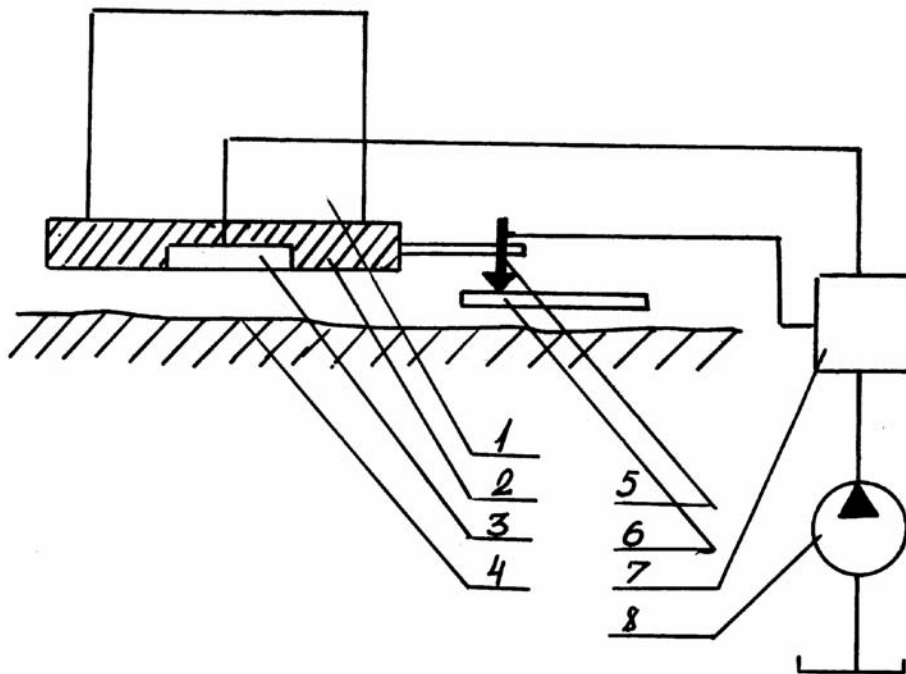


Рисунок 3 – Принцип действия адаптивной опоры

Подвижный узел 1 перемещается на гидростатической опоре 2 с карманами 3 по опорной поверхности 4. На подвижном узле установлен датчик 5 (например, контактный, индуктивный, фотоэлектрический). Форма эталона 6, установленного на станине, воспроизводит необходимую траекторию движения узла 1. Датчик 5 электрически связан с регулятором расхода смазочного материала 7, установленным в системе питания опоры 2 после насоса 8. Регулятор изменяет подачу смазочного материала в опору по сигналу от датчика. При перемещении подвижного узла датчик взаимодействует с эталоном. Если под действием внешних факторов или погрешностей опорной поверхности подвижный узел изменит свое положение или траекторию, то датчик перестанет взаимодействовать с эталоном, регулятор изменит подачу смазки в карманы опоры, зазор между опорной поверхностью и подвижным узлом уменьшится до такой величины, пока взаимодействие датчика и эталона не восстановится, после чего регулятор начнет увеличивать подачу смазочного материала, зазор будет увеличиваться и так далее. Таким образом, датчик с подвижным узлом отслеживает форму эталона.

Пример выполнения регулятора, изменяющего расход смазочного материала по электрическому сигналу, показан на рисунке 4.

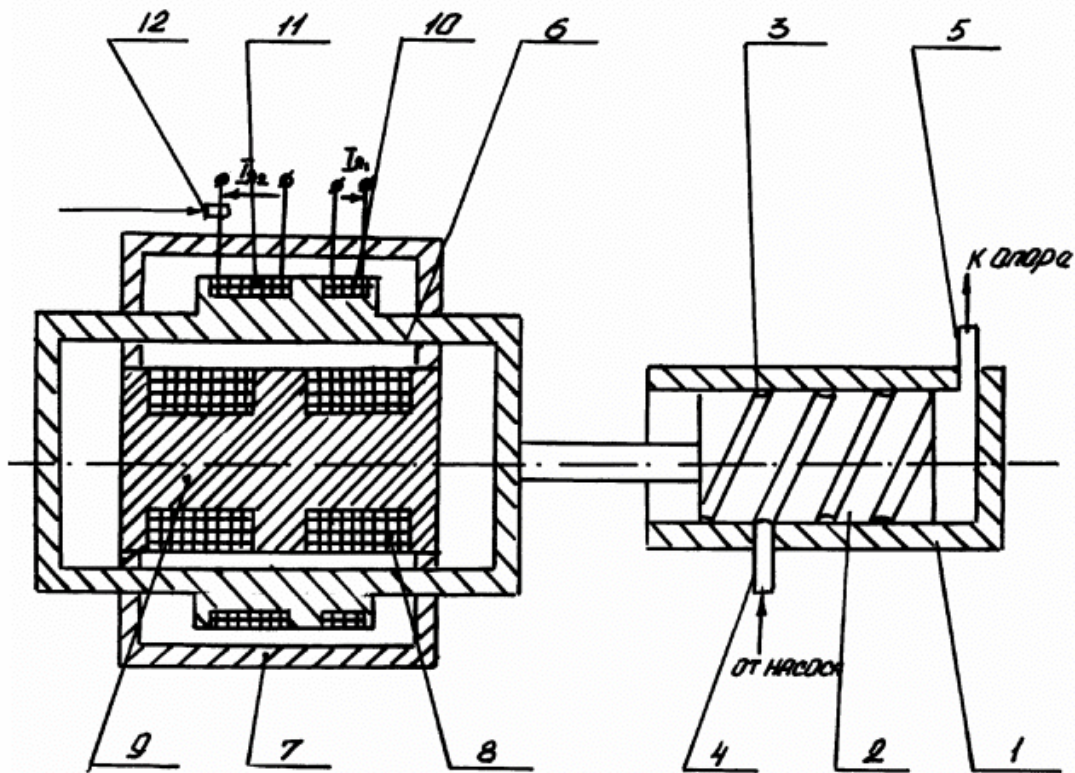


Рисунок 4 – Регулятор, изменяющий расход смазочного материала по электрическому сигналу

Регулятор состоит из корпуса 1, в котором перемещается золотник 2 с винтовой канавкой 3, имеются входное сопло 4 и выходное сопло 5. Золотник связан с якорем 6 линейного электродвигателя 7, который имеет обмотку возбуждения 8 в неподвижном статоре 9 и несколько обмоток 10, 11, включенных встречно в подвижном якоре 6.

Смазочный материал от насоса подается через входное сопло 4, дросселируется в винтовой канавке золотника и через сопло 5 поступает в гидростатическую опору. Расход смазки через регулятор зависит от расположения золотника относительно сопла 4.

Обмотка 8 создает магнитное поле в полости статора, в которой перемещаются обмотки якоря. Направление перемещения якоря будет зависеть от соотношения усилий  $F_1$  обмотки 10 и  $F_2$  обмотки 11. Если включена только обмотка 10 – якорь с золотником перемещается в одну сторону, уменьшая расход через регулятор, если включена только обмотка 11 – в другую сторону, увеличивая расход. Якорных обмоток может быть несколько, каждая управляется соответствующим датчиком. Направление

перемещения якоря будет определяться геометрической суммой  $\sum_{i=1}^n \bar{F}_i$ , где

$n$  – количество обмоток.

Если обмоток две и  $F_1 \leq F_2$ , то чтобы уменьшить расход, надо включить только обмотку 10, чтобы увеличить расход – обе обмотки, 10 и 11. Таким образом, включая и выключая обмотку 11 через реле 12, срабатывающее при взаимодействии датчика с эталоном, можно управлять расходом регулятора и отследить форму эталона.

Такая система позволяет использовать расход или давление смазочного материала в качестве физической величины для разработки систем автоматического управления точностью станков.

Общий алгоритм расчета опор жидкостного трения строится на математической модели течения слоя смазочного материала, описываемой уравнениями Навье-Стокса.

Граничные условия могут быть определены в ходе решения согласно условию равенства расходов смазочного материала, поступающего в полость (камеру) и вытекающего из нее.

Активным источником в исследуемой области является полость (камера), выполненная на рабочей поверхности опоры в определенном месте, заданных размеров и форм, в которую нагнетается смазочный материал под избыточным давлением из системы питания, а также из слоя смазочного материала, разделяющего взаимосопрягаемые поверхности. Пассивный источник от активного отличается тем, что избыточное давление в нем создается (генерируется) только за счет поступления в него смазочного материала из слоя, разделяющего взаимосопрягаемые поверхности.

В общем, виде равенство расходов смазочного материала, поступающего в полость в (камеру) и вытекающего из нее, может быть представлено как

$$Q_{Ij} + Q_{IIj} = Q_{IIIj},$$

где  $Q_{Ij}$  – количество смазочного материала (объемный расход), поступающего в рассматриваемую камеру из системы питания;

$Q_{IIj}$  – количество смазочного материала (объемный расход), поступающего в рассматриваемую камеру из слоя смазочного материала, разделяющего сопрягаемые поверхности;

$Q_{IIIj}$  – количество смазочного материала (объемный расход), вытекающего из рассматриваемой камеры  $j$  в исследуемую область.

Расход смазочного материала через границы исследуемой камеры, может быть определен выражением следующего вида

$$Q_{\Gamma j} = \frac{h_0^3 C}{\mu} K_{Q\Gamma j}, \quad (1)$$

где  $j$  – безразмерный коэффициент, характеризующий расход смазочного материала через границу  $\Gamma$  рассматриваемой камеры.

При этом суммарный расход смазочного материала, его поток через границу камеры определяется как разность расходов  $Q_{IVn} = Q_{III n} - Q_{II n}$ .

$Q_{IVn}$  – суммарный объемный расход смазочного материала, протекающего через границу рассматриваемой камеры  $n$ . Причем его направление определяется из количественного соотношения  $Q_{III n}$  и  $Q_{II n}$ ;  $j = n$  – номер рассматриваемого активного источника.

Для исследования области, для случая, когда в ней имеются только активные источники числом  $N$ , запишем систему  $N$  уравнений, в безразмерном виде.

$$\left. \begin{aligned} K_{C_1} \bar{Q}_{C_1} &= K_{Q\Gamma_1}, \\ \dots \dots \dots \\ K_{C_n} \bar{Q}_{C_n} &= K_{Q\Gamma_n}, \\ \dots \dots \dots \\ K_{C_N} \bar{Q}_{C_N} &= K_{Q\Gamma_N}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Значения  $K_{Cj}$  и  $Q_{Cj}$  для наиболее распространенных несаморегулирующихся в процессе эксплуатации гидравлических компенсаторов (дресселей, клапанов) и насосов постоянной производительности приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Расходные характеристики гидравлических компенсаторов

Вид компенсатора	$K_{Cj} (K_{\partial p})$	$\bar{Q}_{Cj}$
Капилляр	$\frac{\pi d_K^4}{128 l_K h_0^3}$	$(1 - \Omega - \bar{p}_{0j})$
Диафрагма с острыми кромками	$\frac{\pi \mu C_d d_0^2 (1 - \Omega)^{1/2}}{h_0^3 (8 \rho p_c)^{1/2}}$	$(1 - \Omega - \bar{p}_{0j})^{1/2}$
Регулятор расхода	$\frac{\mu K_{pez} (1 - \Omega)}{h_0^3 p_c}$	1
Непосредственное присоединение камер к насосу постоянной производительности	$\frac{\mu K_{нас} (1 - \Omega)}{h_0^3 p_c}$	1

где  $d_k$  и  $l_k$  – диаметр проходного сечения и длина капилляра;  $d_0$  – диаметр проходного сечения диафрагмы;  $C_d$  – коэффициент расхода смазки через диафрагму;  $K_{рег}$  и  $K_{нас}$  – расход смазки регулятора расхода и насоса.

Как видно из таблицы 1 изменяя один параметр гидравлического компенсатора (капиллярного – длину капилляра, или диаметр проходного сечения; диафрагмы с острыми кромками – расход через диафрагму; регулятора расхода – расход регулятора) мы можем гибко управлять опорой, что дает уже возможность адаптивно реагировать на внешние факторы.

### **Выводы**

В машиностроении в настоящее время применяются опоры с жестко заданными характеристиками, что исключает возможность адаптивного управления параметрами опоры, т.е. при изменении параметров во время обработки гидростатическая опора не может реагировать на внешние возмущения, что приводит к значительному ухудшению точностных параметров станка.

Проектирование гидростатических опор должно производиться с учетом возможности адаптивного регулирования характеристиками гидравлических компенсаторов.

### **Литература**

- 1 Бушуев В.В. Гидростатическая смазка в станках.– М.: Машиностроение, 1989. – 176 с.
- 2 Ковалев В.Д. Определение эксплуатационных характеристик адаптивных опорных узлов станков с учетом изменяющихся условий обработки// Вестник Харьковского государственного политехнического университета. Сборник научных трудов .- Вып. 10.- Харьков, НТУ «ХПИ».- 2001.- С. 104-108.
- 3 Ковалев В.Д. Математические модели работы гидравлических опорных узлов станков на основе совместного решения задач механики сплошных сред//Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ «ХПІ». - Харків.- 2002.- Вип.. 1 (5) -С. 161-166.





Гомеостат являється універсальною моделлю системи незалежно от цілей и задач её исследования. Актуалізація моделі относительно поставленной задачи выполняется путем выбора «входов» и «выходов» модели, а также фиксированиєм отдельных переменных (т.е. представляя им свойства констант).

Приведем пример на основе результатов контроля размеров втулки. В партии деталей контролировались 40 втулок. Контролювались три діаметральних размера различной точности: D f9, d H10 и B Js12 (табл.1)

Таблица 1 – Результаты контроля размеров партии втулок

N, пп	D f9, мм	d H10, мм	B Js12, мм
1	99,93	52,02	40,04
2	99,94	52,02	40,05
3	99,96	52,03	39,97
4	99,93	52,04	40,09
5	99,93	52,07	40,02
6	99,91	52,05	40,05
7	99,91	52,07	39,99
8	99,93	52,04	39,97
9	99,92	52,03	40,04
10	99,91	52,02	40,05
11	99,95	52,05	39,98
12	99,9	52,09	39,97
13	99,9	52,04	39,99
14	99,94	52,11	40,04
15	99,91	52,03	40,02
16	99,9	52,02	39,9
17	99,93	52,03	40,09
18	99,91	52,04	40,2
19	99,94	52,03	40,08
20	99,89	52,01	40,09
21	99,91	52,04	39,79
22	99,93	52,1	40,11
23	99,92	52,05	40,08
24	99,93	52,02	39,89
25	99,92	52,07	39,97
26	99,91	52,03	40,02
27	99,94	52,03	39,9
28	99,93	52,05	40,1
29	99,92	52,05	40,06
30	99,95	52,09	39,98
31	99,91	52,04	40,02
32	99,92	52,07	40,06
33	99,91	52,1	39,95
34	99,95	52,04	39,99
35	99,93	52,1	39,95
36	99,91	52,03	39,98
37	99,96	52,04	40,01
38	99,94	52,03	40,03
39	99,92	52,07	39,95
40	99,93	52,09	40,04

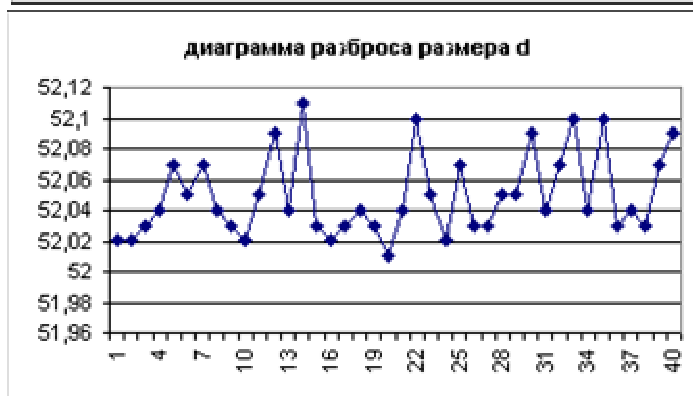
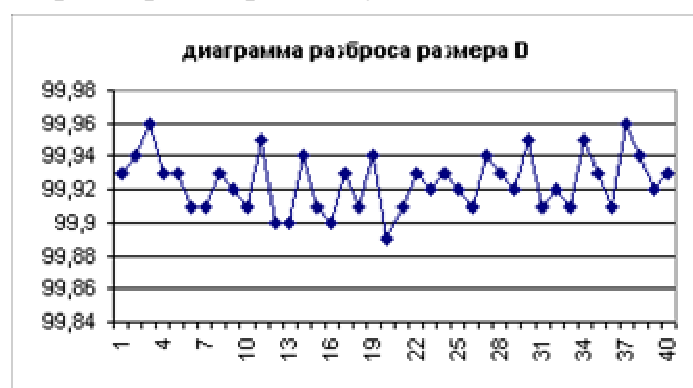


Таблица коэффициентов парной корреляции достаточно убедительно показывает отсутствие взаимосвязи размеров (таблица 2).

Таблица 2 – Значения парной корреляции размеров втулки

ВХОДЫ	ВЫХОДЫ			
	N	D_F9	D_H10	B_IS12
N		0,07	0,27	-0,14
D_F9	-		0,08	0,00
D_H10	-	-		-0,03
B_IS12	-	-	-	

Однако модель гомеостата размеров, построенная на основе нейросетевых моделей позволила определить параметры такой модели, воспроизводящей данные выборки с точностью до 1% (рисунок 1)

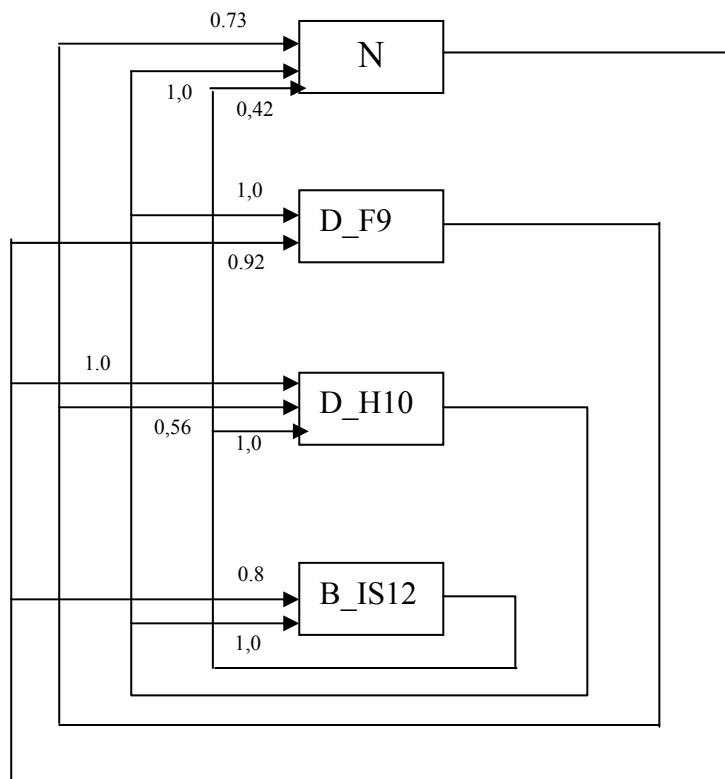


Рисунок 1 – Структурная схема гомеостатической модели баланса размеров детали –втулки (1,0 % погрешности)

Значимость входов модели гомеостата существенно отличается от значений корреляции (табл.3)

Таблица 3 – Коэффициенты значимости «входов» нейросетевой модели при погрешности воспроизведения данных выборки не хуже 1,0%

ВХОДЫ	ВЫХОДЫ			
	N	D_F9	D_H10	B_IS12
N		1.0	1.0	0.80
D_F9	0.73		0.56	-
D_H10	1.0	0.92		1.0
B_IS12	0.42	-	0.56	

Значимость входов, в пределах от 0,4 до 1,0 свидетельствуют о наличии устойчивой функциональной связи размеров. А следствием существования представленной модели является вывод о том, что для достоверного контроля размеров детали достаточно контролировать вместо трех размеров всего один.

Изменение погрешности моделирования размерных связей контролируемой детали до 10% позволило представить несколько иную таблицу значимостей входов гомеостата (таблица 4).

Таблица 4 – Коэффициенты значимости «входов» нейросетевой модели при погрешности воспроизведения данных выборки не хуже 10%

ВХОДЫ	ВЫХОДЫ			
	N	D_F9	D_H10	B_IS12
N	0,53	0,70	1,0	1,0
D_F9	0,53	0,70	-	0,70
D_H10	1,0	1,0	-	-
B_IS12	0,36	-	0,65	-

На рис.2 показана структурная схема модели гомеостата размеров детали – втулки.

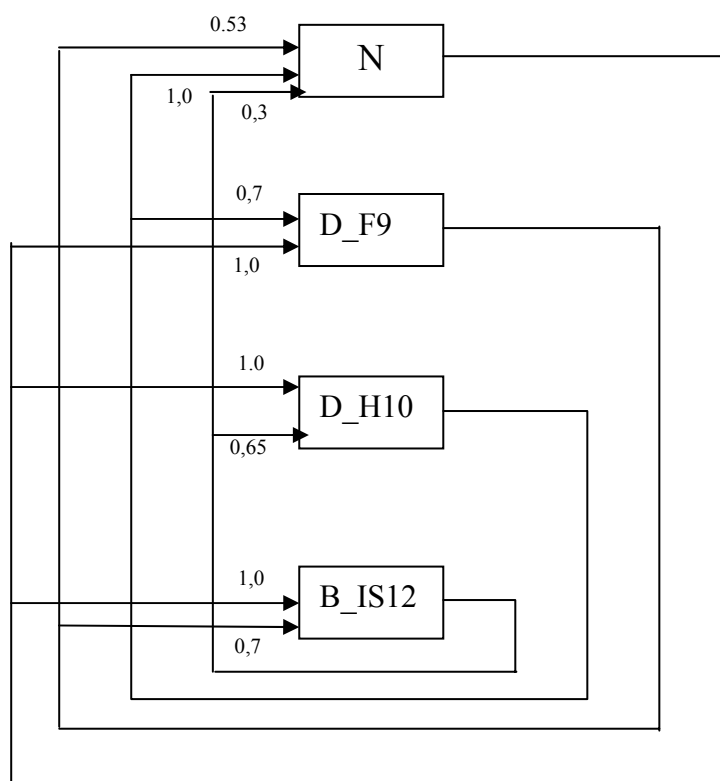


Рисунок 2 – Структурная схема гомеостатической модели баланса размеров детали – втулки (10,0 % погрешности)

Наличие функциональной связи подтверждает построенный нейросетевой гомеостат.

Представляет интерес методика построения нейросетевого гомеостата размеров деталей. Обобщенно она состоит из следующих этапов:

1. Составляется таблица состояний гомеостата размеров

2. Путем последовательного назначения каждого из размеров «выходом» или функцией модели остальным размерам придается статус «входов» или аргументов модели.

3. На базе нейросимулятора, имеющего количество входов на 1 меньше общего количества размеров, количество нейронов во входном слое равно количеству входов, а количество нейронов в скрытом слое – 50 проводится «обучение» модели.

4. Ведется сокращение количества входов и корректировка весовых коэффициентов до тех пор, пока модель воспроизводит обучающую выборку и тестовое множество с заданной точностью (в нашем случае это 1% и 10%).

5. Сформированная модель гомеостата может быть воспроизведена средствами MathLab.

6. Подставляя значения одного размера в качестве «выхода» модели (предварительно разорвав цепь обратной связи по данному размеру) определяются остальные размеры. Достоверность полученных результатов контролируется по величине рассогласования концов разорванной цепи – не более заданной величины погрешности моделирования.

Всего были исследованы результаты контроля более 50 наименований деталей. Количество размеров в них составляло от 3 до 10. Практически во всех случаях представленная методика показала удовлетворительные результаты.

### ***Выводы***

1. Размеры детали, подлежащие контролю, представляют собой систему связанных аргументов по отношению к одному – контролируемому.

2. Разработана методика построения модели – гомеостата контролируемых размеров деталей, основанная на нейросетевом моделировании.

3. Выполненные исследования позволяют внедрить в крупносерийном и массовом производстве планы контроля размеров, учитывающие выявленные функциональные зависимости.

4. На основе представленного подхода можно обосновать принципы построения системы автоматического контроля размеров деталей как операционного, так и приемочного.

УДК 658.018:621.9.02

**Залога В.А., Ивченко А.В.**  
СумДУ, г. Сумы, Украина

## **ПОДХОД С ПОЗИЦИИ ПРОЦЕССА ПРИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ СИСТЕМЫ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА НА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ**

*One of ways the decision of problems on perfection of structure of tool maintenance, management of movement of the tool and its rational operation, and also supply, the account and scoping of tool maintenance is application of the system approach to the organization of tool preparation of manufacture at the machine-building enterprises.*

### ***Введение***

Машиностроительные предприятия являются сложной организационно-технологической системой с множеством входящих в нее связей и ограничений. Сложность этой системы состоит и в том, что она охватывает все сферы вращения инструментальной оснастки от установления потребности в инструменте до его изготовления и полной амортизации в процессе эксплуатации. Грамотная организация инструментального обеспечения предприятия играет значительную роль в сокращении сроков технологической подготовки производства и запуска новых изделий. Однако на сегодняшний день простои оборудования по вине инструмента составляют до 40% от общего числа простоев.

Одним из путей решения задач по совершенствованию структуры инструментального обеспечения, управления движением инструмента и рациональной его эксплуатации, а также снабжения, учета и определения объема инструментального обеспечения является применение системного подхода к организации инструментальной подготовки производства на машиностроительных предприятиях.

Поэтому целью данной работы является разработка системы управления инструментальной подготовки производства (ИПП) на машиностроительных предприятиях.

### ***Основная часть***

Вопросам эффективной организации и управлением ИПП посвящены ряд работ [1, 2]. Принцип построения управления ИПП в данных работах основан на модели декомпозиции производственного процесса на элементарные задачи и затем совершенствование этих задач, а также специализация исполнителей в соответствии с содержательной составляющей каждой из них. Таким образом, подразумевается, что

совершенствование частного неизбежно должно привести к совершенствованию общего, состоящего из наборов совершенных частных.

Попытки реализовать идею декомпозиции на элементарные процедуры и совершенствования полученных таким образом функций управления, неизбежно приводят к необходимости объединения функций для осуществления контроля и управления, вследствие чего возникают иерархические функциональные структуры управления ИПП. Но для любой иерархической структуры управления неизбежными являются такие черты, как негибкость, медлительность, дублируемость и дороговизна содержания. Это, как правило, приводит к тому, что функционально ориентированная схема управления начала давать серьезные сбои. Основными причинами создавшейся ситуации являются следующие.

1. Функционально структурированная организация не стимулирует заинтересованность работающих в конечном результате. Видение происходящего сотрудниками чаще всего не выходит за рамки подразделений, в которых они работают, и они не ориентированы на целевые задачи всего предприятия и тем более на удовлетворение потребностей клиента — они его просто не видят.

2. Большая часть реальных рабочих процессов на предприятии включает множество функций, т.е. выходит за рамки отдельных подразделений. Однако в функционально ориентированных структурах обмен информацией между различными подразделениями чрезмерно усложнен из-за ее вертикальной иерархичности, что приводит к большим накладным расходам, неоправданно длительным срокам выработки управленческих решений и, как следствие, потере клиентов. По подсчетам аналитиков время взаимодействия между подразделениями распределяется следующим образом: 20% — на выполнение работы и 80% — на передачу ее результатов следующему исполнителю [3].

Работа по анализу и поиску более оптимальных и менее затратных, чем классические, методов управления велась практически всегда, однако наиболее серьезные результаты начали появляться в первой четверти XX века, когда было введено понятие процесса как фундаментального свойства системы и управления [4].

Процесс — одна из возможных форм описания деятельности организации. Форма, получившая распространение с моды на работы по реинжинирингу бизнес-процессов в начале 90-х годов прошлого века и закрепившаяся после введения в действие новой версии международных стандартов ISO 9000:2000. Она возникла не случайно и не вдруг, расширив наши возможности в понимании бизнеса. Теперь, наряду с функциональным описанием, которое широко использовалось в предыдущей версии стандарта ISO 9000, и другими формами, она создает горизонтальный срез функционирования организации, привлекая наше

внимание не только к структурным единицам и объектам организации, но и к их взаимодействию.

Именно взаимодействия элементов часто порождают узкие места, проблемы и прочие неприятности, особенно это, касается ИПП, в частности таких процессов как обслуживание и ремонт технологической оснастки. А процессы, как раз, и облегчают описание взаимодействий. В этом, видимо, одна из причин их нынешней популярности, обратная сторона которой — лавинообразный поток работ, посвященных определениям, классификациям и интерпретации процессов. С этим связано и большое разнообразие мнений относительно форм представления и способов описания процессов, а также присутствие на рынке многочисленных программных продуктов, предназначенных для облегчения и автоматизации нашей деятельности по описанию процессов.

Зачем же нам, все-таки, нужен процессный подход? В первую очередь, важно убедиться в том, что то, что мы делаем, кому-то нужно; что то, что есть в нашем распоряжении можно преобразовать в нечто такое, что будет востребовано потребителем процесса (внутренним или внешним). Конечно, люди жили и управляли и до того, как возник процессный подход. Зато и мир был другим. Он допускал возможность редкого вмешательства в сложившийся ход бизнеса, поскольку внешняя среда чаще всего была достаточно стабильной и часто не менялась годами. В таких условиях достаточно было спроектировать производственную систему и ее процессы «раз и навсегда». Не было нужды обращаться к процессам на оперативном уровне. Теперь - совсем другое дело: организации столкнулись с необходимостью пересматривать, корректировать, а то и перестраивать, свою деятельность едва ли не ежедневно. Так процессы стали инструментом повседневного управления.

Согласно [5] для понимания природы нашего бизнеса важно понимать механизмы генезиса его процессов, то есть, какие процессы инициируются в связи с взаимодействием с каждой из заинтересованных сторон. А это значит, что для разумной организации деятельности существенно выделить требования потребителя (цели, по которым мы будем оценивать результаты деятельности), ресурсы (для получения которых нам понадобятся поставщики) и, собственно, последовательность операций, направленных на преобразование ресурсов в продукцию или услуги, соответствующие заявленным целям. Вот эта последовательность действий и представляет собой процесс, который допускает описание с различной степенью подробности. Причем такой способ описания обладает свойством «фрактальности»: определенные части процесса верхнего уровня сами обладают всеми свойствами процессов. Хотя следует отметить, что такое деление не бесконечно: обычно имеет смысл выделять несколько уровней. Так, например, можно говорить о процессе на уровне организации, на

уровне структурного подразделения организации, на уровне команды и на уровне рабочего места.

Для системы ИПП на машиностроительных предприятиях можно выделить несколько уровней описания процессов (рис. 1). На самом верхнем уровне, условно называемым стратегическим, система рассматривается как «черный ящик», взаимодействующий с заинтересованными сторонами. Поэтому основной критерий классификации процессов на этом уровне — «клиент» (заинтересованная сторона), ради которого этот процесс запускается. Условно будем называть данные процессы процессами управления, т.е. процессы, порождаемые ради удовлетворения интересов управления. Процессы, порождаемые ради удовлетворения интересов сотрудников, будем называть социальными процессами, а процессы, запускаемые для удовлетворения потребителя - бизнес-процессами. При этом важно иметь в виду, что бизнес-процессы принципиально отличаются от других процессов тем, что их результат обменивается на денежные средства потребителей (покупателей). Несомненно, это самые важные для нас процессы, поскольку именно за их счет мы существуем.

Процессы управления связаны, главным образом, с выработкой стратегии и с координацией параллельно идущих бизнес-процессов. Ну а вспомогательные процессы запускаются время от времени при возникновении потребности в них.

Второй иерархический уровень — тактический — предполагает развертывание процессов, связанных с этапами жизненного цикла продукции (рисунке 2). К основным стадиям жизненного цикла относятся: маркетинг; проектирование и разработка продукции; планирование и разработка процессов закупки материалов и комплектующих; производство или предоставление услуг; упаковка и хранение; реализация; монтаж и ввод в эксплуатацию; послепродажная деятельность или эксплуатация; техническая помощь и сервисное обслуживание; утилизация. После чего все начинается сначала.

Третий уровень — оперативный — выделяет процессы, которые могут группироваться как в проекты, так и в действия отдельного сотрудника на рабочем месте.

Переход на процессный способ описания деятельности предполагает, среди прочего, наглядное представление блок-схемы (или схемы потоков) процесса. Придумано множество способов такого представления [6, 7]. Разумеется, для разных целей нужны различные графические формы, так что их разнообразие вполне оправдано. Иногда удобно пользоваться представлениями и обозначениями, принятыми для описания алгоритмов компьютерных программ; иногда удобнее маршрутная карта или таблица,



структурирующая действия бизнес-процессов по подразделениям организации или по времени.

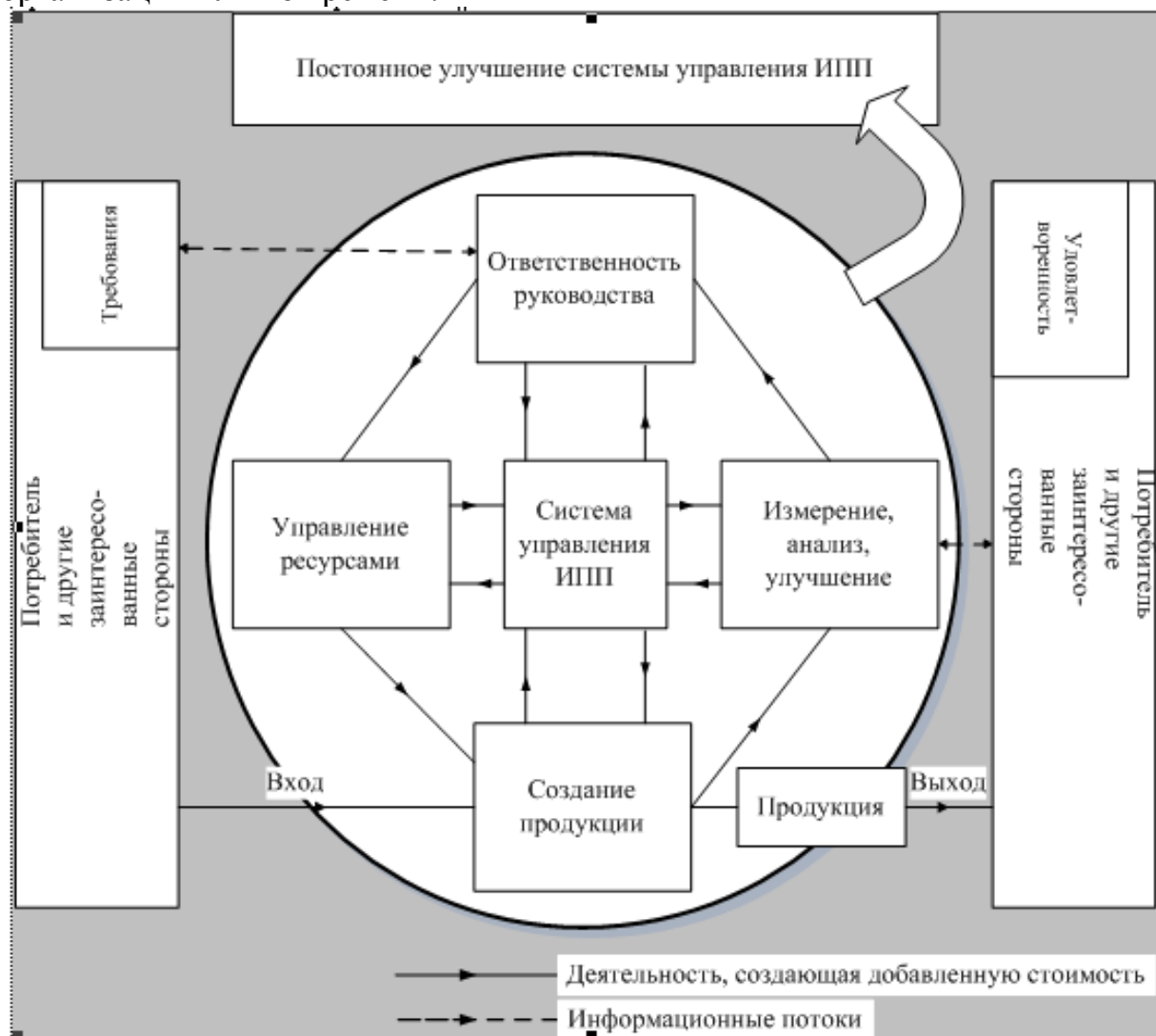


Рисунок 1 – Модель системы управления инструментальной подготовкой производства

Графическое представление процессов создает, как уже отмечалось, простой и понятный язык описания, существенно облегчающий обмен информацией (или, как теперь принято говорить, коммуникацию) как по вертикали, так и по горизонтали. Наглядность облегчает решение многих насущных задач. Так, например, облегчается оценка числа людей, требующегося для обеспечения последовательности операций процесса. Это достигается благодаря последовательному раскрытию процессов вплоть до уровня отдельного оператора (исполнителя). Таким образом, определяется рабочая зона каждого из исполнителей и их взаимодействие во внутренней цепочке «поставщик-потребитель». Отсюда вытекает возможность формулирования должностных инструкций и служебных обязанностей каждого сотрудника. Важно отметить, что в рамках процессного подхода, как, впрочем, и в рамках международных стандартов ISO 9000:2000, меняется роль и структура таких документов, как,

например, должностные инструкции. Дело в том, что теперь должностная инструкция становится практическим документом, используемым каждый день, а не пылящимся где-то в отделе кадров. В ней фиксируются все действия, выполнение которых возложено на данного сотрудника. И если в ходе непрерывного совершенствования процесса какие-то действия меняются, то это надо немедленно отразить в инструкции. Сами действия, если мы действительно хотим, чтобы они точно выполнялись, надо описать не в общих словах, а в операциональных выражениях, допускающих эффективное обучение и, если надо, проверки. Одновременно при этом усиливается вовлеченность сотрудников в общее дело.

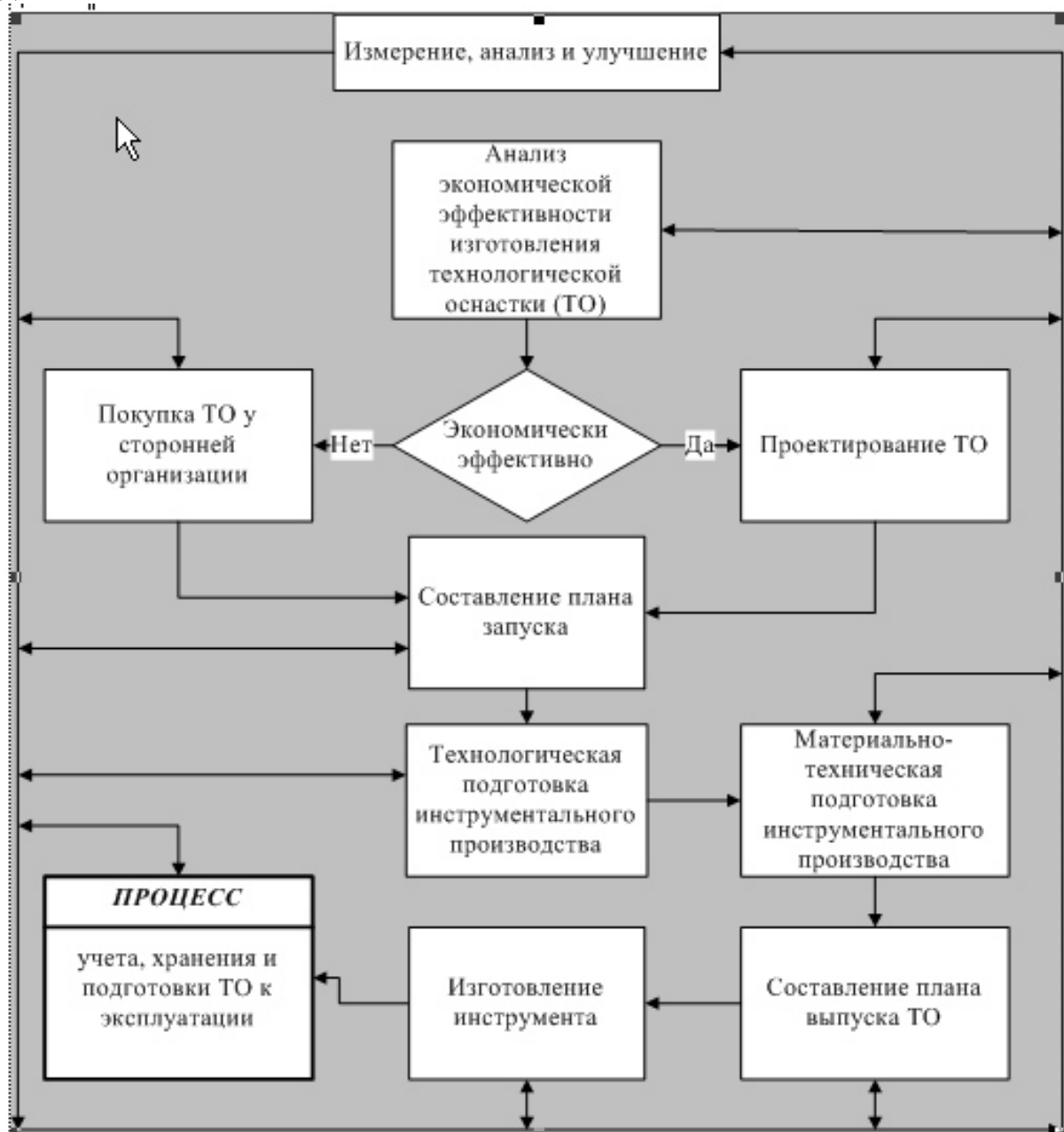


Рисунок 2 –Процесс заказа технологической оснастки

Благодаря локализации точек контроля процессный подход помогает организации информационных потоков. Во-первых, становится понятным, где важно собирать информацию, с помощью каких средств делать ее оценку, и какими статистическими методами стоит пользоваться при ее свертке и представлении. А во-вторых, проясняется организация механизмов обмена информации, ее накопления и хранения.

Процессный подход облегчает описание взаимодействий бизнес-процесса и вспомогательных процессов, прежде всего таких, как процессы обслуживания и ремонта. Упрощается, конечно, и взаимодействие с процессами управления.

Система экономики качества (СЭК) тоже не прочь воспользоваться плодами процессного описания. Полное, последовательное, четкое описание бизнес-процессов организации, в нашем случае ИПП - это достаточно трудоемкое и долгое мероприятие. И если бы его пришлось делать только ради системы экономики качества, то требуемые для этого затраты служили бы одним из препятствий на пути внедрения СЭК. Другое дело, когда такую работу все равно приходится выполнять, например, в рамках построения системы качества по ИСО 9000:2000. Тогда можно воспользоваться уже готовым результатом и на его основе организовать, прежде всего, требуемый нам механизм управленческого учета.

Для него надо предусмотреть несколько принципиальных возможностей. Самая главная из них — гибкость. Дело не только в том, чтобы организовать измерение затрат, обусловленных каждым действием в процессе. Надо еще, чтобы, при каждой перемене в структуре процесса, оставалась возможность перестройки системы учета, причем, за умеренные деньги.

Другое, уже ясное, требование состоит в учете интересов всех заинтересованных сторон, т.е. в учете не только финансовом. Так, например, важно постоянно оценивать и учитывать интересы сотрудников, реализующих процесс. Ясно, что нам предстоит создать весьма сложную измерительную систему. И здесь важно не забыть метрологические аспекты, обеспечивающие надежное получение достоверной информации.

### ***Выводы***

Таким образом, для построения системы управления ИПП организации необходимо определить и управлять рядом взаимодействующих процессов. Систематическая идентификация таких процессов, понимание их последовательности и взаимодействия, а также управление ими лежат в основе подхода с позиций процесса к построению и функционированию системы управления качеством ИПП на машиностроительных предприятиях. Данный подход к совершенствованию системы организации

ИПП дает отечественным машиностроительным предприятиям ряд преимуществ.

Первое преимущество связано с возникновением языка описания деятельности, доступного и понятного всем вовлеченным в процесс. Это позволяет разрушить или, по крайней мере, снизить барьеры, обусловленные различиями в терминологии, в статусе внутри организации, в образовании и т.п.

Второе преимущество — возможность простой и наглядной графической интерпретации деятельности, что существенно облегчает, например, реализацию такого важного требования стандарта ИСО 9000:2000 как прослеживаемость. Кроме того, наглядность создает предпосылки для обеспечения прозрачности информационных потоков.

Третье преимущество связано с выделением зон ответственности и рабочих зон, что облегчает формулировку требований к людям, претендующим на выполнение определенной работы, и облегчает решение важной управленческой задачи составления штатного расписания, которое теперь формируется более прицельно и точно. Одновременно при этом формализуется задача обучения и подготовки кадров.

Четвертое преимущество обусловлено более простым и надежным определением точек контроля и критических точек в процессе ИПП. Облегчение возникает за счет разбиения процесса на подпроцессы.

И, наконец, основное: процессный подход позволяет обеспечить важнейшее качество стратегии управления инструментальным обеспечением предприятия – гибкость и умение быстро реагировать на все без исключения возникающие в процессах производства продукции (услуг) изменения.

### **Литература**

- 1 Агарков А. П., Аникин Б. А. Эффективная организация и управление инструментальным хозяйством предприятия. -М: Экономика, 1981. -128 с.
- 2 Полевой С. Н. Инструментальная подготовка производства на машиностроительном предприятии: Справочник. -К.: Техніка, 1985. -103 с.
- 3 Каменнова М. С., Громов А. И., Гуслистая А. В. Процессно-ориентированное внедрение ERP-систем//Методы менеджмента качества. -М: Экономика, 2002. -№ 3. <http://www.management.com.ua/qm/qm034.html>
- 4 Тіто Конті. Моделі якості та їхня основна роль в удосконаленні організації//Науково-технічний вісник Українського науково-дослідного і навчального центру проблем стандартизації, сертифікації та якості. -К: УкрНДНЦ, 2004. -Вып. 2. -С. 39- 53.
- 5 Адлер Ю. П., Щепетова С. Е. Процессное описание бизнеса — основа основ и для "Системы экономики качества". <http://www.management.com.ua/qm/qm034.html>
- 6 Цугель Т. М. Внедрение процессно-ориентированных систем менеджмента качества//Все о качестве: Отечественные разработки. -СПб: НТК "Трек", 2004. - Вып. 28. -С. 3- 19.
- 7 Зіміна Г. К. Стандартизація систем управління якістю, згідно стандартів серії ISO 9000:2000 (у схемах): Навчально-практичний посібник. -К: Школа Адм. Упр. Зіміної, 2003. -256 с.

УДК 621.923

**Калафатова Л. П., Медведев А.Л.**

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА  
ПРОФИЛИРОВАНИЯ ВАЛКОВ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ**

*The problems of rise of efficiency of the cambering of the bowls of the rolling mills to produce wire at the expense of rigidity rise of the elements of the system machine-work tool – workpiece are examined in the paper.*

**Введение**

В настоящее время в различных отраслях промышленности и народного хозяйства широкое применение находит проволока малого диаметра (0,8 ... 3,5 мм), изготавливаемая из высокопрочных легированных и высоколегированных сталей, например, из стали СВ 08ХГ2С, которая имеет следующий химический состав: углерод 0,05...0,11 %, кремний 0,7...0,95 %, марганец 1,7...2,1 %, хром 0,7...1,0 %, никель не более 0,25%, сера не более 0,025 %, фосфор не более 0,03 % [1]. В качестве исходного сырья при ее производстве используется проволока диаметром 7 ... 10 мм, из которой методом пластического деформирования в процессе холодной прокатки на специальных станах типа 270 получают требуемый продукт [2]. Катаная проволока используется, прежде всего, для реализации операций сварки углеродистых и низкоуглеродистых сталей. Исходя из условий эксплуатации катаной проволоки, к ней предъявляются следующие требования по точности получаемого профиля и прочности на разрыв, которые приведены в таблице 1 [3].

Таблица 1 – Требования по точности и прочности катаной проволоки

Номинальный диаметр проволоки, мм	Отклонения от номинального диаметра, мм	Временное сопротивление разрыву, МПа
0,8	-0,07	882 – 1323
1,0...1,5	-0,09	882 – 1323
1,6...2,0	-0,11	950 - 1176
2,0...3,0	-0,12	686 - 1029

Овальность проволоки не должна превышать половины предельного отклонения по диаметру. Ее поверхность должна быть чистой и гладкой, без трещин, расслоений, раковин, забоин, окалин, ржавчин, масла и других загрязнений. На поверхности проволоки допускаются риски, царапины, местная рябизна, и отдельные вмятины. Глубина указанных пороков не должна превышать предельного отклонения по диаметру проволоки.

Точность получаемого профиля проволоки, и качество ее обработки зависят от точности профилирования прокатных валков, через которые протягивается исходная проволока, зависящего от способа их профилирования и условий протекания процесса резания. Повышению эффективности способов профилирования прокатных валков посвящена данная работа.

### **Основные положения**

Процесс прокатки представляет собой перемещение исходной проволоки через набор клетей, в которых расположены вращающиеся валки со скрещивающимися под соответствующим углом осями. Схема прокатки представлена на рисунке 1.

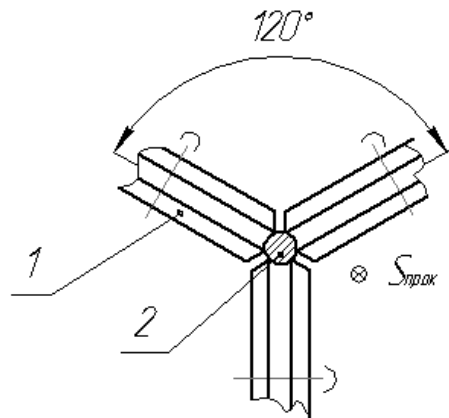


Рисунок 1 - Схема прокатки проволоки

Исходная проволока 2 протягивается через фасонные калибрующие отверстия, образованные профилем вращающихся прокатных валков 1. Профиль валков и, соответственно, профиль и размеры формируемого ими отверстия, меняются в каждой секции прокатного стана, достигая окончательного размера в последней, калибрующей клети. Качество проволоки зависит от точности изготовления калибрующих отверстий, получаемых за счет сопряжения профилей прокатных валков, и точности расположения их осей по отношению к оси прокатной клети.

Профилирование валков, изготавливаемых из стали 60ХСФ2А и закаленных до твердости HRC 63-67, производится на специальном токарном станке модели ПЗ-01 способом фасонного точения. На рисунке 2 представлен чертеж валка с требованиями по точности и качеству поверхности его профиля.

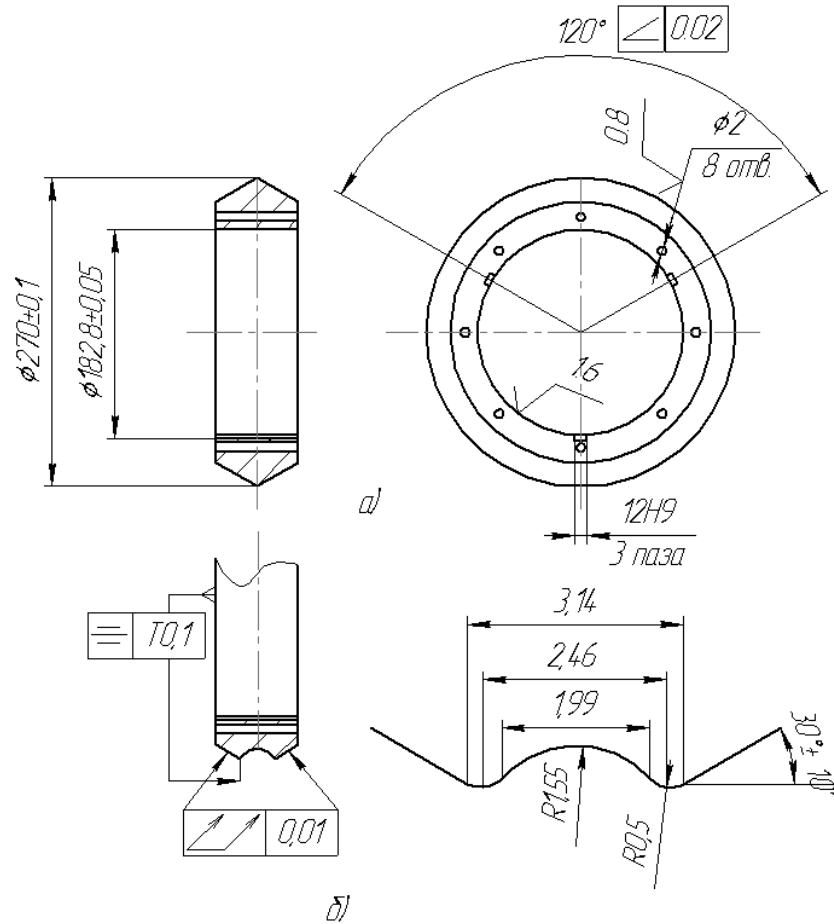


Рисунок 2 – Валок трехвалковой клетки: а) до профилирования; б) профиль валака, получаемый точением

На существующем производстве процесс профилирования валков осуществляется следующим образом. Вначале предварительно обработанные валки (без нарезанного профиля, см. рис. 2,а) устанавливаются в клеть и там регулируются. Суть регулировки сводится к тому, что валки располагаются относительно друг друга под углом  $120^0$  с заданной точностью, то есть так же, как это предполагается в процессе прокатки проволоки. Затем отрегулированная клеть с валками устанавливается на специальный токарный станок модели ПЗ-01, где методом фасонного точения поочередно для каждого из трех валков осуществляется формирование их профиля. В качестве инструмента используются резцы, оснащенные пластинками из оксидно-карбидной керамики марки ВОК60 или гексанига-Р, которые устанавливаются в оправке с заданной точностью по отношению к оси каждого из валков (рисунок 3).

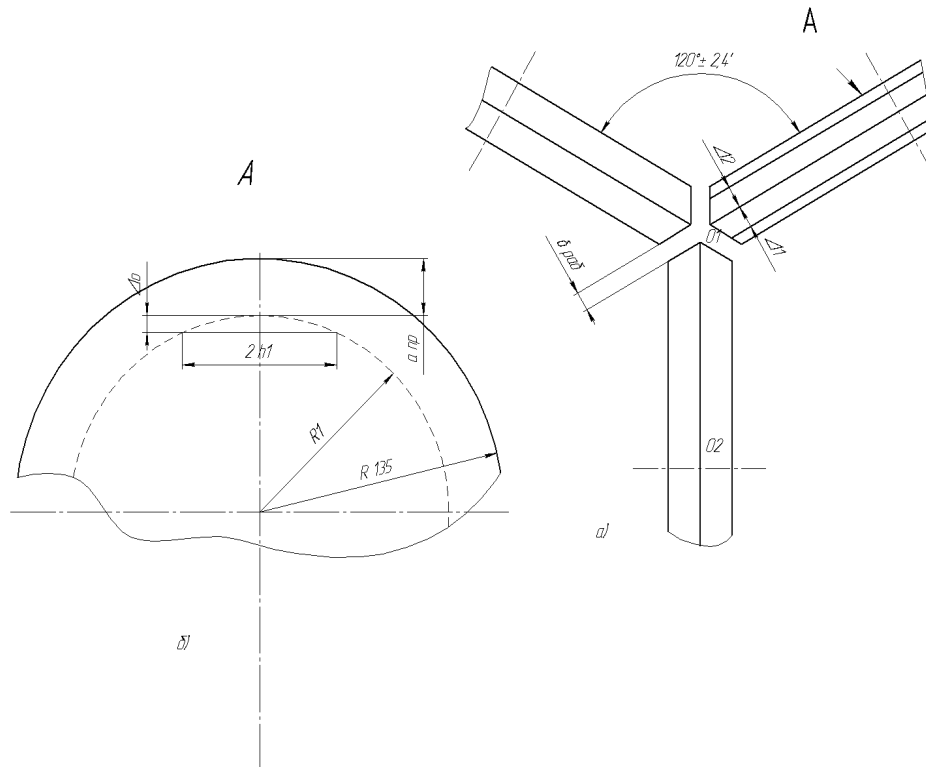


Рисунок 3 - Схема возможных погрешностей установки резца для наклонно расположенных валков клетки: а - по результатам привязки к вертикально расположенному валку; б - искажение профиля валка при этом

Конструкция станка и схема резания таковы, что правильность настройки валков в клетке перед выполнением операции профилирования валков обеспечивает ее точность. Предварительная регулировка валков считается верной, если вершина резца при настройке последовательно попадает в «мертвую точку» каждого валка (имеющую нулевую скорость), которая совпадает с осью их вращения в процессе обработки (для вертикального валка это точка  $O_2$ , см. рис.3, а).

Нарушения требований точности расположения резца, то есть не совмещение «мертвой точки» валка с вершиной резца (отклонение вершины резца на величину  $\Delta_1$ ,  $\Delta_2$ , соответственно, вверх или вниз, см. рис. 3, а) приводит к следующим отрицательным последствиям.

Во-первых, искажаются задний и передний углы резца и угол резания, что приводит к изменению условий обработки, особенно при расположении вершины резца выше центра валка. В этом случае процесс резания заменяется трением - скоблением задней грани резца по поверхности валка, что приводит к росту радиальной составляющей силы резания и возможному возникновению вибраций. Во-вторых, происходит искажение профиля калибрующего отверстия в валках на величину  $\Delta_0$  при выполнении резцом команды на срезание заданной ранее величины припуска  $a_{пр}$  при



погрешности установки вершины резца относительно центра оси валка на величину  $h_1$  (см. рис. 3, б).

При обработке профиля валков в таких условиях зачастую возникают вибрации, приводящие к искажению профиля калибрующего отверстия и, следовательно, профиля самой прокатанной проволоки. Повышенная жесткость (виброустойчивость) системы СПИД позволит в определенной мере оказать положительное влияние на точность профилирования валков и качество формируемой поверхности.

В процессе исследования были рассчитаны жесткости клетки и системы СПИД, ориентируясь на кинематическую схему станка (рисунок 4). Было установлено, что одной из причин возникновения вибраций является недостаточная жесткость системы резец- суппорт- направляющие скольжения. С целью повышения жесткости этого узла было предложено заменить направляющие скольжения на направляющие качения.

Расчет жесткости узлов станка и самой клетки осуществлялся по следующей методике [4].

Для системы резец-суппорт-каретка приведенная жесткость узла  $J_{np}$ :

$$1/J_{np} = (1/j_{рез} + 1/j_{кар} + 1/j_{винта}),$$

где  $J_{np}$ ,  $j_{рез}$ ,  $j_{кар}$ ,  $j_{винта}$  - соответственно, жесткости резца в оправке, каретки суппорта, винта.

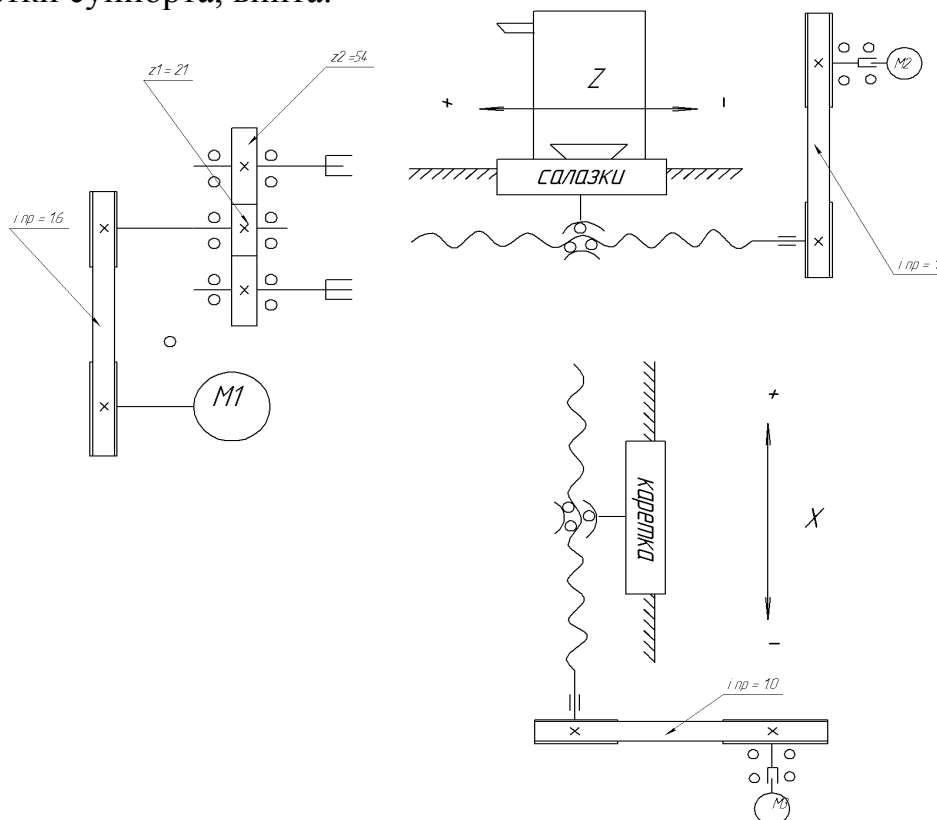


Рисунок 4 - Кинематическая схема станка модели ПЗ-01

В свою очередь

$$j_{рез} = 125b,$$

где  $b$ - половина ширины резца;

$$j_{винта} = \pi d_0 E / (4l),$$

где  $d_0$ - диаметр винта,

$E$ - модуль упругости материала винта,

$l$ - длина винта.

Расчетные приведенные жесткости для систем с направляющими различных типов составили, соответственно, с направляющими скольжения  $J_{np} = 600$  Н/мкм, с направляющими качения  $J_{np} = 680$  Н/мкм.

Для трехвалковой клетки приведенная жесткость  $J_{np,кл}$  рассчитывалась по следующей формуле

$$J_{np,кл} = 500 (D_n - D_e) / L^3,$$

где  $D_n, D_e$  - соответственно, наружный и внутренний диаметры вала клетки;

$L$  - длина вала на участке между подшипниками.

Полученное расчетное значение приведенной жесткости клетки составило  $J_{np,кл} = 1180$  Н/мкм, что вдвое превышает жесткости подвижных систем с направляющими различного типа, и поэтому не будет являться причиной снижения виброустойчивости системы.

Результаты расчетов показали, что замена направляющих скольжения на направляющие качения в узле станка резец-суппорт-направляющие позволит повысить жесткость рассматриваемого узла и всей системы в целом на 13...15%.

Однако предложенное решение до конца не гарантирует обеспечения требуемой точности обработки профиля валков при использовании существующей схемы резания. Это связано с возможным возникновением погрешностей при настройке резца по отношению к оси каждого из валков, предварительно установленных в клетки. Учитывая высокую стоимость валков, при искажении их профиля в допустимых пределах, для компенсации появившейся при обработке погрешности осуществляется перерегулирование валков в клетки перед эксплуатацией, что позволяет, в ряде случаев, обеспечить необходимый профиль и размер калибрующего отверстия без замены валков. Это достаточно трудоемкий процесс, занимающий длительное время и не всегда обеспечивающий требуемый результат, то есть получение калибрующего отверстия требуемых формы и размеров, так как осуществляется вручную.

### ***Выводы***

Выполненные исследования позволяют заключить, что принятое решение об изменении конструкции станка, позволяющее на 15% повысить виброустойчивость системы СПИД, до конца не решает проблемы надежного обеспечения точности калибрующего отверстия.

Решение этой задачи в дальнейшем видится в направлении замены данной схемы резания схемой обработки одновременно трех профилей валков одним специальным осевым инструментом, что позволит уменьшить погрешность профилирования валков и, соответственно, калибрующего отверстия на треть.

### **Литература**

- 1 ГОСТ 2246-70 Проволока стальная сварочная.
- 2 Юховец И.А. Производство высокопрочной проволочной арматуры. – М: Металлургия, 1973. - 264 с.
- 3 ГОСТ 26271-84 Проволока порошковая для дуговой сварки углеродистых и низкоуглеродистых сталей.
- 4 4. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т.2. Ч.1. Расчет и конструирование узлов и элементов станка / А.С. Проников и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 371 с.

УДК 621.81.004.67:621.9.01

**Онищук С.Г.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ПРОЧНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМ УПРОЧНЕНИЕМ**

*The problem of increase of operating characteristics of parts of machines is reviewed. The method of increase of the hardened layer by superficially-plastic deforming with application of energy of a electric field is offered.*

### ***Введение***

Проблема повышения прочности и долговечности машин, как одна из проблем улучшения качества, особенно важна в связи с действием переменных нагрузок, вызывающих в металле усталостные повреждения. Одним из важных средств решения этой задачи в машиностроении является обработка деталей поверхностным пластическим деформированием. В результате наклепа поверхностные слои металла приобретают новые свойства. В них повышается твердость и другие характеристики прочности. Одновременно с наклепом в поверхностных слоях деталей возникают остаточные сжимающие напряжения, которые могут достигать 400-700 МПа.

Поверхностные слои деталей машин являются особенно ответственными, так как в большинстве случаев очаги разрушения от многократного приложения нагрузок (разрушение от усталости) располагаются именно в этих поверхностных слоях. Таким образом, упрочнение поверхностных слоев приводит к упрочнению всей детали в целом.

Целью работы является исследование процессов электромеханического упрочнения для создания упрочненного поверхностного слоя деталей машин.

### ***Состояние вопроса и постановка задачи исследования***

Вопросами поверхностно-пластического деформирования (ППД) занимались в ЦНИИТМАШ, ЦНИИ МПС, МИИТ, ВНИТИ, Уралмашзаводе, НКМЗ, СКМЗ и других научных организациях. Практически неограничен круг металлических материалов, которые приобретают благоприятные изменения в поверхностных слоях для сопротивления усталости в результате холодного пластического деформирования. При этом эффект упрочнения с ростом поперечных размеров деталей не только снижается, но, как правило, повышается. Чем выше исходная прочность обрабатываемой стали, тем выше эффект от применения ППД (и в особенности для деталей с концентраторами напряжений). Для деталей цилиндрической формы рациональ-

ная глубина наклепанного слоя лежит в диапазоне  $0,01d \leq a \leq 0,05d$ , где  $d$  – диаметр поперечного сечения детали,  $a$  – глубина наклепанного слоя.

Для расширения технологических возможностей ППД применяется обработка с введением энергии электрического поля в зону обработки – электромеханическое упрочнение [1]. Поэтому поставлена задача исследования закономерностей формирования поверхностного слоя деталей при электромеханическом упрочнении.

### ***Технологическое обеспечение свойств поверхностного слоя при электромеханическом упрочнении деталей***

Сущность метода электромеханического упрочнения (ЭМУ) заключается в том, что в процессе обработки через место контакта инструмента с заготовкой проходит ток большой силы и низкого напряжения, вследствие чего выступающие гребешки поверхности подвергаются сильному нагреву, под давлением инструмента деформируются и сглаживаются, а поверхностный слой металла упрочняется.

Процесс ЭМУ с точки зрения металловедения имеет небольшое сходство с термомеханической обработкой металлов (ТМО) [1]. Различают высокотемпературную термомеханическую обработку (ВТМО), где деформирование происходит при температуре выше порога рекристаллизации, и низкотемпературную термомеханическую обработку (НТМО), где деформирование происходит при температуре ниже порога рекристаллизации.

Прочность при ВТМО повышается за счет увеличения плотности дислокаций и более равномерного их распределения, увеличение протяженности границ, субзерен, создания дислокационных барьеров, образования дисперсных вторичных фаз. Все это способствует также уменьшению размеров мартенситных игл в закаленной структуре.

Увеличение плотности дислокаций повышает сопротивление дальнейшему скольжению и способствует увеличению прочности пластически деформированного металла. Дальнейшее увеличение плотности дислокаций приводит к образованию субмикроскопических трещин.

Электромеханическое сглаживание характеризуется следующими особенностями:

- тепловое и силовое воздействие на поверхностный слой осуществляется одновременно, а не последовательно; нагрев при этом сопровождается действием значительных давлений;

- нагрев поверхностного слоя металла происходит от действия двух источников теплоты: внешнего (теплота трения) и внутреннего (теплота, выделяемая при прохождении тока);

- длительность нагрева и выдержки в зависимости от площади контакта и скорости обработки определяется сотыми и тысячными долями секунды;

- высокая скорость охлаждения определяется интенсивным отводом теплоты от поверхности во внутрь детали;

- поверхностный слой подвергается многократным термомеханическим воздействиям в зависимости от числа рабочих ходов.

В зависимости от степени влияния на структуру и свойства поверхностного слоя различают упрочняющие режимы:

- жесткий режим, в результате которого в поверхностном слое значительной глубины образуется светлая зона, а в переходном слое отсутствует значительная пластическая деформация (такой режим характеризуется фазовым превращением);

- средний режим, в результате которого в поверхностном слое наблюдается однородная (темная или светлая) зона, а лежащий ниже переходной слой сильно деформирован.

Если температура нагрева выше  $A_{c3}$  (для доэвтектоидных сталей), то образуется светлая зона, связанная с фазовыми превращениями (мартенсит), а если температура нагрева ниже  $A_{c3}$ , то образуется темная зона.

При осуществлении процесса ЭМУ на токарном, вертикально-фрезерном станках от сети напряжением 220/380 В ток проходит через понижающий трансформатор, а затем через место контакта детали с инструментом. Сила тока и вторичное напряжение регулируются в зависимости от площади контакта, исходной шероховатости поверхности и требований к качеству поверхностного слоя.

Сглаживающий инструмент при работе на токарном станке представляет собой пружинную державку, на которой закреплена пластина или ролик, изготовленные из сталей ШХ15, Р6М5 или твердого сплава Т5К10. Силу сглаживания регулируют путем создания натяга поперечным суппортом. При работе на фрезерном станке в корпусе накатника устанавливаются шарики; силу сглаживания регулируют путем создания натяга фрезерной бабкой.

Величину тока рассчитываем из условия равенства количества выделенного проводящим током тепла  $Q_1$  количеству тепла, затраченного на нагрев припуска  $Q_2$

$$Q_1 = Q_2 \quad (1)$$

Теплота, выделяемая при прохождении электрического тока, определяется зависимостью [2]

$$Q_1 = I^2 R T = W_{эмо} \quad (2)$$

Количество тепла, затраченного на нагрев припуска, определяется по зависимости [2]

$$Q_2 = c m (t_2 - t_1), \quad (3)$$

где  $c$  - теплоемкость материала,  $\text{м}^2/(\text{с}^2 \cdot \text{К})$ ;  
 $m$  - масса нагреваемого объема припуска, кг;  
 $t_2$  и  $t_1$  - температуры нагрева и исходная,  $^{\circ}\text{К}$ .  
 Учитывая выражения (1), (2), (3) получим

$$W_{\text{кор}} = I^2 R T = c m (t_2 - t_1)$$

Зависимость для силы тока примет вид

$$I = \sqrt{\frac{cm(t_2 - t_1)}{RT}} \quad (4)$$

где  $I$  - сила тока, А;  
 $R$  - электрическое сопротивление нагреваемой зоны припуска, которое определяется зависимостью

$$R = \rho \frac{z}{F}$$

где  $\rho$  - удельное электрическое сопротивление,  $\text{кг} \cdot \text{м}^3 / \text{с}^3 \cdot \text{А}^2$ ;  
 $z$  - глубина нагрева припуска, м;  
 $F$  - поперечное сечение проводника (площадь контактной поверхности инструмента),  $\text{м}^2$ .

Поперечное сечение проводника (контактная поверхность  $F$ ) имеет значение не только для расчета силы сглаживания, но и для определения силы тока [1]. При расчете приняты следующие допущения: поверхность контакта цилиндрической детали с профилированным роликом или пластиной имеет форму эллипса; пластические деформации детали находятся в пределах высоты неровностей; инструмент (ролики и пластины), изготовленный из твердого сплава, в процессе обработки не подвергается упругому деформированию.

Для обработки конструкционных сталей формула для определения площади контактной поверхности  $F$  имеет следующий вид [1]

$$F = 5,3 R z \sqrt{\frac{r \rho R}{r + R}},$$

где  $\rho$  - радиус детали, м;  
 $R$  - радиус инструмента в плане, м;  
 $r$  - радиус инструмента в сечении, перпендикулярном оси детали, м;  
 $Rz$  - шероховатость поверхности до обработки, мкм.  
 Время нагрева припуска определяется по зависимости

$$T = \frac{z}{2v},$$

где  $v$  - скорость резания, м/мин.

Масса нагреваемого объема материала определяется по зависимости

$$m = \gamma z F ,$$

где  $\gamma$  - плотность материала, кг/м<sup>3</sup>.

Подставив найденные значения в зависимость (4), получим

$$I = \sqrt{\frac{2c\gamma F^2 v(t_2 - t_1)}{\rho z}} . \quad (5)$$

Анализ зависимости (5) показывает, что можно управлять режимами электромеханической обработки, изменяя скорость резания, параметры инструмента для различных обрабатываемых материалов.

Экспериментальные исследования для подтверждения вышеизложенных положений были проведены на ОАО «КЗТС». Исследуемые образцы, изготовленные из стали 45, были обработаны резцом с начальной шероховатостью поверхности Ra = 3,2 мкм на токарном станке мод. 165. В качестве источника питания использовался специальный трансформатор с питанием от сети напряжением 220 В. В качестве деформирующего элемента применялся ролик, изготовленный из стали ШХ15 ( $\sigma_B = 2160$  МПа), который устанавливался в корпус оправки. Обработка образцов осуществлялась за три прохода при скорости резания 3,6 м/мин, подаче инструмента 0,2 мм/об, усилии деформирования 20 – 60 кН, силе тока  $I = 820$  А.

Твердость поверхности детали измерялась прибором «Экватип» (ФРГ). Результаты свидетельствуют об увеличении твердости верхнего слоя детали в 2,5 – 3 раза. Измерение микротвердости поверхностного слоя обрабатываемых образцов по глубине выполнялось с помощью прибора ПМТ-3 с нагрузкой на алмазную пирамиду 100 г. Микротвердость сердцевины  $H_{\mu} = 1960 \dots 2080$  МПа, светлой зоны: верхнего слоя  $H_{\mu} = 7400$  МПа, нижнего слоя  $H_{\mu} = 2000$  МПа. Глубина упрочненного слоя составила 0,2-0,4 мм.

Таким образом, применение поверхностно-пластическое деформирование с применением электрического поля позволяет существенно расширить технологические возможности метода ППД.

### **Выводы**

1) Электромеханическое упрочнение (ЭМУ) позволяет существенно расширить технологические возможности метода ППД.

2) Разработана математическая модель, позволяющая управлять процессом ЭМУ.

### **Литература**

- 1 Аскинази Б.М. Восстановление и упрочнение деталей машин электромеханической обработкой. – М.: Машиностроение, 1989. – 200 с.
- 2 Кухлинг Х. Справочник по физике – М.: Мир, 1983. – 520 с.



УДК 658.51:004.73

**Ковалевская Е.С.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ И ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

*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***

Важнейшим источником роста эффективности производства является постоянное повышение технического уровня и качества выпускаемой продукции. В связи с этим большое практическое значение приобретают методы перспективного анализа, с целью оптимизации технологических процессов. Повышение надежности процесса резания возможно путем стабилизации условий его протекания с учетом оценки входных возмущающих факторов, имеющих случайный или систематический характер.

Решить задачу оптимизации можно только на основе комплексного подхода, т.к. изменение одних параметров ведет к изменению других. Т.е.. процесс резания нужно рассматривать только как систему, чтобы улучшение одних характеристик не привело к ухудшению других. Причем, необходимо контролировать не качество обработки детали, а правильность выполнения управляющей программы. Поэтому, целью работы является повышение качества механической обработки при изготовлении машиностроительных изделий, путем управления процессом резания на фрезерных станках с ЧПУ.

### ***Методика работы***

Подготовка обработки заготовок на станках с ЧПУ отличается сложностью создания управляющей программы, тем более, что для достижения заданной точности необходимо учитывать еще статические и динамические характеристики станков, которые являются одной из основных причин возникновения вибраций в технологической системе, непредвиденного изменения стойкости инструмента.[1] Поэтому, в работе поставлена задача: оптимизировать технологический процесс обработки, в частности, на фрезерном станке с ЧПУ с учетом системы жесткости станка, траектории движения инструмента и последовательности обработки.

Для того, чтобы построить математическую модель жесткости станка необходимо провести обработку одной из поверхностей детали (например,

фрезерование шпоночного паза) и установит величину отжатия элементов станка, инструмента, вибраций, возникающих усилий.[2]

Возьмем 3 заготовки одинакового размера (рисунок 1) из листового проката и на примере обработки окружности концевой фрезой построим модель жесткости вертикально-фрезерного станка с ЧПУ.

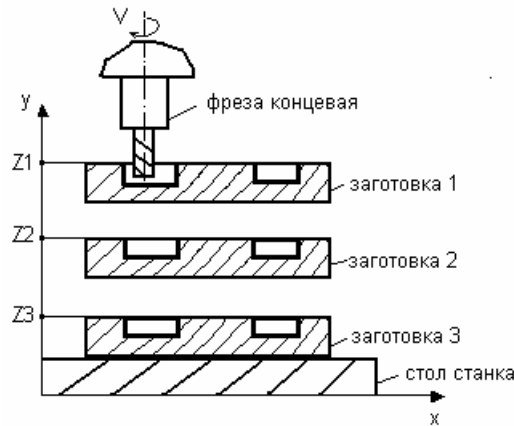


Рисунок 1 – Фрезерование кольцевого паза.

Заготовки расположим на разной высоте относительно стола станка. При составлении программы обработки изменяться, будет только координата Z. Проведем 3 опыта при одинаковых режимах резания (для чернового фрезерования - вращение фрезы в сторону движения подачи). Диаметр окружности будет отличаться на разной глубине паза (рисунок 2).

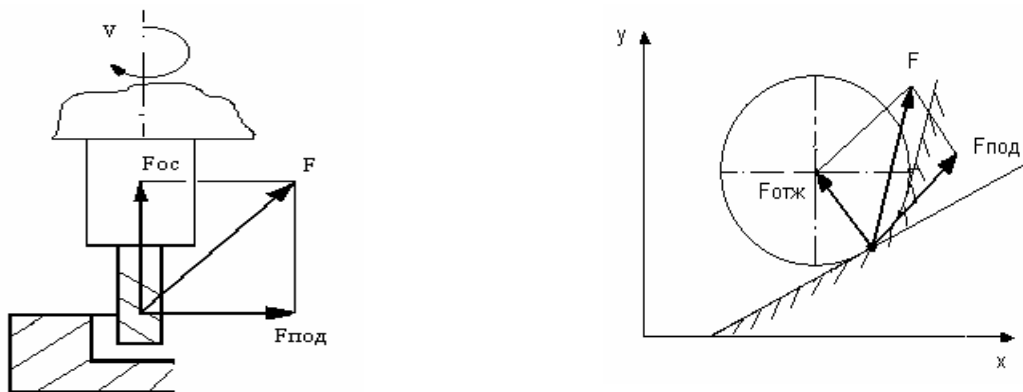


Рисунок 2 – Действие основных сил в процессе резания.

Это связано с действием результирующей силы, т.е. осевой силы  $F_{ос}$  и силы отжатия  $F_{отж}$ , которая направлена перпендикулярно режущей кромке фрезы.[3] В плоскости X-Y будет действовать тоже результирующая, включающая силу отжатия и силу подачи (рисунок 2).

На силу отжатия влияют технологические параметры заготовки (припуск, твердость, жесткость) и инструмента (затупление, износ). Эти параметры изменяются от детали к детали и в процессе обработки одной детали. При составлении программы учесть эти данные трудно, тем более, что они изменяются в каждой точке заготовки (из-за изменения глубины и ширины фрезерования, вибраций и др. факторов).[4] Именно поэтому была выбрана обработка окружности, чтобы было учтено максимальное количество точек.

Измерим отклонения размеров через каждые 10 градусов (получится 36 измерений) относительно выбранной неподвижной точки O (рисунок 3).

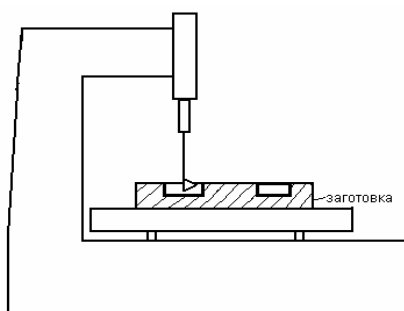


Рисунок 3 – Измерительная установка.

По этому же принципу проведем измерения для глубины L2 и L3, а также для 2 и 3 заготовок. Далее повторим опыт для 3-х заготовок для чистового фрезерования (при вращении фрезы в обратную сторону- т.е. против движения подачи).

По полученным экспериментальным данным строим модель жесткости, учитывающую зависимость координаты от силы резания (рисунок 4).

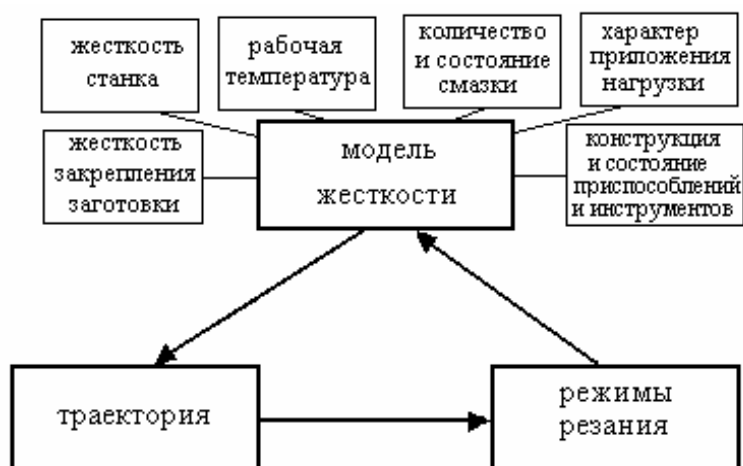


Рисунок 4 – Взаимодействие параметров модели в процессе резания.

Причем недостающие данные аппроксимируются в самой нейросетевой модели. 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.

Т.к. в каждой точке траектории движения инструмента изменяется жесткость, действуют вибрации, силы отжатия, износ инструмента и другие факторы, следовательно, изменяется сила резания.[5] Режимы резания корректируются через модель жесткости, и на выходе получаем новые координаты движения инструмента, следовательно, достигается необходимая точность.

### **Вывод**

Таким образом, зная режимы резания (скорость, подача, глубина резания), а также траекторию движения инструмента, можно определить взаимосвязь с этими величинами и выявить оптимальную траекторию движения инструмента. Это значит, что проводя обработку любой поверхности заготовки на этом станке получим требуемую точность с учетом жесткости системы СПИД. И в каждой точке новой траектории будет коррекция. Т.е. модель может быть применена для фрезерования любого контура, т.к. всегда будет зависимость между силой и координатой.

Адаптивная модель жесткости является универсальной. Т.к в любом случае, даже самый надежный и дорогостоящий станок со временем обеспечивает погрешность обработки, т.е. изнашивается, снижается жесткость системы. Поэтому, необходимо корректировать силу резания  $R_x, y, z$  с учетом режимов обработки, жесткости, вибраций, чтобы обеспечивалась необходимая точность обработки.

### **Литература**

- 1 Орликов М.Л. “Динамика станков”. – 2-е изд. Перераб и доп.- К.: Вища шк. Головное изд-во, 1989.-272 с.; 8 табл.; 138 ил. – Библиогр.: 70 назв.
- 2 Дгтярев Ю.И. “Исследование операций: Учеб. для вузов по спец. АСУ”.- М.:Высш. шк., 1986.- 320 с.: ил.
- 3 Ратмиров В.А. “Основы программного управления станками”. – М.: Машиностроение, 1978.- 240 с.; ил.
- 4 Старков В.К.” Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве “.-М.:Машиностр. ,1989 г.,296стр.
- 5 Капустин Н.М., “Автоматизация машиностроения: Учеб. Для вузов” /Н.М.Капустин, Н.П.Дьякова, П.М.Кузнецов; Под ред. Н.М.Капустина.- М.:Высш.шк.,2002.-223 с.“

**Ю.Г. Гуцаленко**

Национальный технический университет “ХПИ”, г. Харьков, Украина

**РАЦИОНАЛЬНОЕ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОЕ ШЛИФОВАНИЕ  
СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ АЛМАЗНЫМИ КРУГАМИ  
НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СВЯЗКАХ**

*The questions of rational use of diamond grinding wheels in combined technologies based on introduction into cutting zone of electric discharges (diamond-spark grinding) are considered. Stable ensuring of processing quantitative and qualitative indices by diamond-spark grinding is showed on examples of treatment of hard machining materials.*

***Введение***

Использование инструментов из традиционных абразивов при шлифовании высокопрочных сталей и сплавов, в т.ч. быстрорежущих, штамповых, металлокерамических, а также магнитотвердых материалов, износостойких наплавов и покрытий и т.д. характеризуется относительно низкими показателями производительности как из-за относительно низкой обрабатываемости такими инструментами материалов повышенной твердости, так и вследствие быстрой потери ими режущей способности. Применение алмазных инструментов решает проблему обрабатываемости материалов повышенной твердости, но оставляет открытым взаимосвязанные вопросы управления расходом относительно дорогостоящего сверхтвердого абразива и режущей способностью круга. Применение металлических связок, обладающих большей прочностью и алмазоудержанием перед обычными на органической и керамической основе позволяет снижать расход сверхтвердых шлифпорошков в кругах (при тех же режимах обработки).

Однако повышение прочности связок в кругах приводит к изменению характера самооформления режущего рельефа, а именно к большему износу отдельных режущих зерен вследствие более длительной их работы в круге до выпадения из связки и, следовательно, к более быстрому затуплению инструмента в целом. Соответственно изменяется основное содержание проблемы управления режущей способностью алмазно-абразивного инструмента – от вопросов самозатачивания к вопросам правки.

***Аспекты универсализации управления  
режущей способностью***

В рамках специализированного подхода к разработке и промышленному освоению производства алмазных кругов, в сочетании с корректным выбором зернистости шлифпорошков в кругах и режимов шлифования, действительно есть условия для удовлетворительного (а во многих случаях и оптимального) инструментального обеспечения станочных комплексов, отличающихся постоянством технологических наладок, когда время по-

следовательных реализаций определённой технологической операции превышает ресурсные возможности используемого алмазного шлифовального инструмента, сколь бы значительно не было преимущество по периоду сменности перед традиционными абразивными кругами.

Практические запросы промышленности Украины в последние годы свидетельствуют о снижении актуальности производства алмазных кругов с большим разнообразием марок (свойств), что можно проследить на примере крупнейшего в стране Полтавского алмазного завода. Так, на основе реальной рыночной конъюнктуры уже в 2000 году Полтавский алмазный завод предлагал потребителям алмазные круги на металлических связках практически только двух марок, а именно М2-01 (с относительным массовым содержанием Cu:Sn как 4:1) и М1-01 (при том же относительном массовом содержании Cu и Sn с добавлением 0,5% Sb), вместе составивших 95% от общего предложения кругов на металлических связках [1].

Такое положение является объективным следствием меньшей плановости экономики, невысоких финансовых возможностей малых предприятий, экономических трудностей реструктуризации и поиска своего места в современных условиях, характерных для большинства крупных отечественных предприятий. Эти условия требуют универсализации подходов и к управлению режущей способностью алмазных шлифовальных кругов на металлических связках.

### ***Технологические возможности электроэрозионного алмазного шлифования***

Разрешению узла противоречий между режущей способностью алмазных кругов на металлических связках, прочностью этих связок, производительными возможностями и экономикой процесса шлифования способствует использование технологий алмазно-искрового шлифования и электроэрозионной правки инструмента, основанных на введении в зону шлифования (правки) дополнительной энергии в форме электрических разрядов [2].

Снижение энергоёмкости собственно шлифования и повышение энергоотдачи работы стружкообразования относится к важнейшим преимуществам алмазно-искровой обработки перед обычной (таблица 1). Затраты энергии на срез металла снижаются главным образом вследствие снижения потерь на трение связки круга с заготовкой и стружкой благодаря управляемому электрическими режимами шлифования (правки) выступанию режущих зёрен над уровнем связки. В результате обеспечивается и поддерживается высокая острота алмазного круга, уменьшаются упругие перемещения элементов технологической системы, фактическая производительность обработки почти не отличается от номинальной (расчётной), определяемой режимами резания, в том числе при высокопроизводительном шлифовании с увеличенными глубинами.

Таблица 1 – Обычное (АШ) и электроэрозионное (АИШ) круглое алмазное шлифование твёрдого сплава ВК6 (алмазные круги 1А1 200х10х5 АС6 4, АИШ – с использованием генератора униполярных импульсов мод. ВГ-3В)

Заданная производительность, мм <sup>3</sup> /мин	Подача		Зернистость шлиф-порошка, мкм	Энергоотдача работы стружкообразования, мм <sup>3</sup> /кДж	
	Продольная, м/мин	Поперечная, мм/дв. ход		АШ	АИШ
1000	0,5	0,02	125/100	16,7	23,8
			250/200	13,6	26,7
	1,0	0,01	125/100	13,9	23,0
			250/200	14,2	29,0
2000	1,0	0,02	125/100	9,3	12,3
			250/200	8,6	13,9

На рисунке 1 показан характерный пример сопоставления удельной энергоёмкости и реальной производительности алмазного и алмазно-искрового круглого шлифования от продолжительности обработки в идентичных механических условиях, обрабатываемый материал – теплостойкая наплавка марки 3Х2В8 [3]. Условия алмазно-искрового шлифования соответствуют обработке восстановленного наплавкой валка штрипсового стана «300» металлургического комбината «Криворожсталь» (объём снимаемого материала примерно 2000 см<sup>3</sup>). Сборная конструкция инструмента большого диаметра (в условиях комбината использовался алмазный шлифовальный круг типоразмерной характеристики 1А1 800х90х5х305) впервые разработана в ИСМ НАН Украины специально для шлифования крупногабаритных деталей типа валков прокатных станов и им подобных [4].

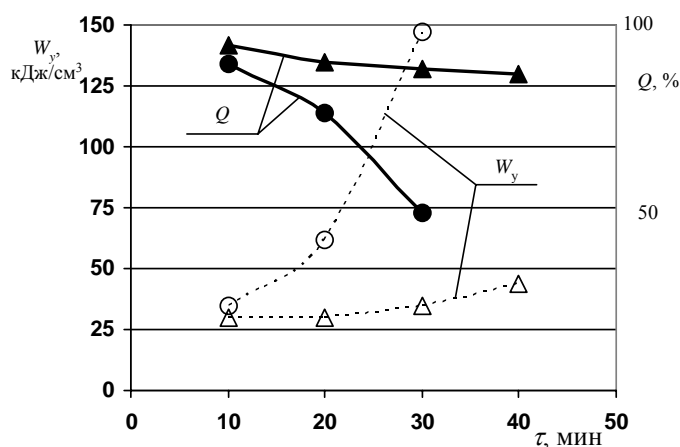


Рисунок 1 - Зависимость удельной энергоёмкости ( $W_y$ ) и производительности ( $Q$ ) алмазного ( $\circ$ ) и алмазно-искрового ( $\Delta$ ) шлифования от продолжительности обработки ( $\tau$ ).

Расчётная (режимная) производительность - 100%.

Совершенствование метода и оборудования электроэрозионной алмазно-абразивной обработки на собственной основе, с более полным ис-

пользованием возможностей комбинирования рабочих процессов путём разработки и освоения технологий и станков двойного скоростного шлифования, позволяет существенно снизить установленную мощность электродвигателя привода главного движения и суммарную (например, с установленной мощности всех электродвигателей в 15,6 кВт у станка-прототипа мод. ЗК227ВР до 10,1 кВт у станка мод. ЗМ227ВЭРФ2, Саратовский завод шлифовальных станков, Россия).

Например, переход к массовым единичным срезам с увеличенными длинами при одновременном утонении снимаемых стружек с повышением скорости обрабатываемых заготовок от 0,5 м/с до 5 м/с, например, при обработке магнитотвёрдого материала ЮНДК24Т2 и твёрдых сплавов ВК8 и ВК15, при неизменности других режимов шлифования этих труднообрабатываемых материалов, позволяет повысить его производительность в 1,14 – 1,45 раза, а стойкость инструмента между правками – в 1,4 – 3,3 раза (таблица 2).

Таблица 2 – Возможности алмазно-искрового шлифования с увеличенной скоростью заготовки (продольная и поперечная подача 3 м/мин и 0.075 мм/мин; широкодиапазонный генератор импульсов ШГИ 40-440, рабочая частота 22 кГц)

Обрабатываемый материал	Алмазный круг		Производительность шлифования, мм <sup>3</sup> /мин		Стойкость круга между правками, мин	
	марочная характеристика	скорость, м/с	0.5 м/с	5.0 м/с	0.5 м/с	5.0 м/с
ВК8	1А1 40x10x3x16 АС15 125/100 М2-01 4	25.0	180	205	30	99
ВК15	1А1 25x10x3x12 АС15 315/250 М2-01 4	17.5	115	150	87	123
ЮНДК24Т2	1А1 25x10x2x6 АС6 100/80 М2-01 4	14.0	55	80	48	72

### **Оптимизация алмазного шлифования**

С повышением вольт-амперной характеристики электроразрядных процессов в зоне алмазно-искрового шлифования удельный расход алмазов сначала снижается (с ростом остроты круга и фактической производительности обработки), достигает минимума ( $q=q_{min}$ ) с приближением фактической производительности к расчётной (по жёсткой схеме обработки) и вновь повышается (возможности повышения остроты круга и производительности обработки исчерпаны, принудительный электроэрозионный износ связки чрезмерен: число пребывания алмазных зёрен в зоне резания сокращается, их выпадание из связки всё более приобретает обвальный характер, что находит своё отражение в постепенном снижении производительности обработки). Такая закономерность (рисунок 2) имеет место при реализации разных схем обработки различных материалов.



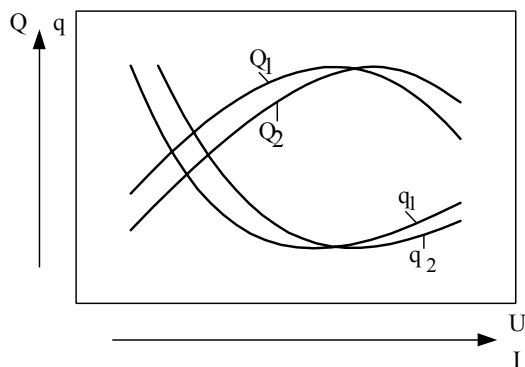


Рисунок 2 – Характер залежностей продуктивності обробки ( $Q$ ) и удельного расхода алмазов ( $q$ ) от напряжения ( $U$ ) и силы тока ( $I$ ) электрических импульсов при алмазно-искровом шлифовании кругами на связках различной эрозийной стойкости ( $KП1 < KП2$ ;  $KП$  – индекс эрозийной стойкости )

С превышением мощности дополнительного электроэрозионного воздействия, соответствующей оптимальному (минимальному) значению расхода алмазов, примерно пропорционально сокращается и ресурс режущего инструмента, как это следует из исследований обрабатываемости алмазно-искровым шлифованием различных труднообрабатываемых материалов [5]. С другой стороны, в процессах алмазно-искрового шлифования с применением различных связок при одинаковой интенсивности электроэрозионного воздействия режущая стабильность инструмента также может достигаться разной ценой.

Как показали лабораторные испытания технологий обработки восстановленных наплавкой моделей валков прокатных станков, замена алмазного круга на связке М2-01 таким же, но на менее износоустойчивой связке М1-01, которая проводилась без корректировки оптимальных для эксплуатации инструмента на связке М2-01 электрических режимов алмазно-искрового шлифования, повышает необходимые затраты на инструмент на 45% [6].

При алмазно-искровом шлифовании существуют экстремальные значения производительности обработки и затупления режущих зёрен до их выпадения из связки круга [7], при которых удельный расход алмаза принимает минимум (рисунки 2 и 3). Такой же характер изменения имеет зависимость «себестоимость – производительность» [8], что позволяет разрабатывать и эксплуатировать реально оптимальные технологии алмазно-искрового шлифования.

### *Заклучение*

Применение электроэрозионных технологий алмазно-абразивной обработки кругами на металлических связках позволяет решить проблему универсализации управления шлифованием труднообрабатываемых высокопрочных сталей и сплавов. Правильный выбор механических и электрических режимов комбинированной обработки позволяет решать задачи

стабильного обеспечения как высокой (максимальной) производительности процесса так и высокого (максимального) использования режущего потенциала алмазных шлифпорошков в кругах.

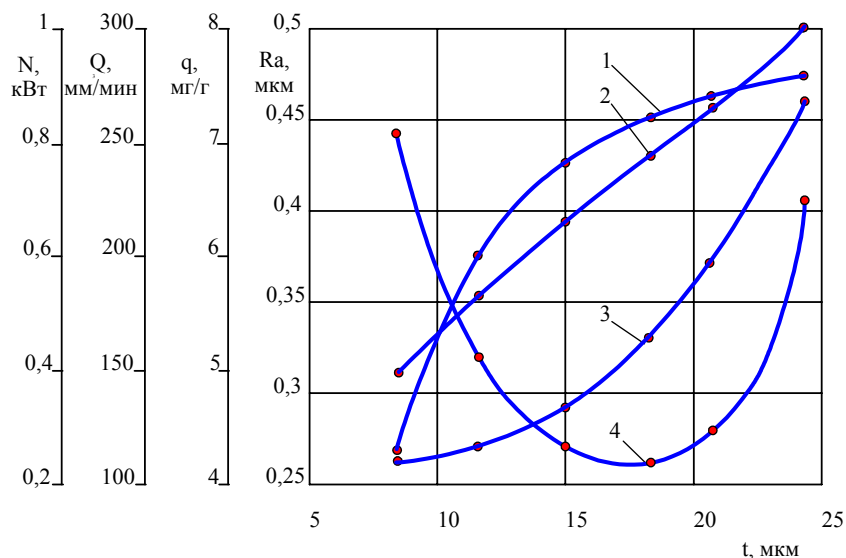


Рисунок 3 – Пример экспериментальных зависимостей мощности резания (N), производительности обработки (Q), удельного расхода алмаза (q) и параметра шероховатости обработанной поверхности (Ra) от глубины шлифования (t): 1 - Q, 2 - N, 3 - Ra, 4 - q. Обрабатываемый материал - сталь ХЗФ8; круг - 1A1 250x15x5 AC6 100/80 M2-01 4; режимы обработки - I=5A,  $V_{кр} = 35 \text{ м/с}$ ,  $V_{ст} = 10 \text{ м/с}$ ,  $S_{поп} = 3,3 \text{ мм/дв. ход}$ .

### Литература

- 1 Гуцаленко Ю.Г. Влияние связки круга на затраты по инструментальному обеспечению алмазного шлифования //Вестник ХГПУ. – 2000. – Вып. 99. – С. 57 – 59.
- 2 Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. – Харьков, 1995. – 56 с.
- 3 Гуцаленко Ю.Г., Буренков М.В. Энергоёмкость алмазного шлифования наплавки кругами на металлической связке //Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – Вып. 59. – С. 45 – 51.
- 4 Алмазно-іскрове шліфування наплавки валків прокатних станів: досвід і перспективи /М.К. Беззубенко, Ю.Г. Гуцаленко, В.А. Рибицький, О.Г. Гуцаленко. – Спец. наук.-техн. інформ. вип.: Міжнародна виставка „Алмаз-2001”, 4 – 6 липня 2001 р., м. Київ. – Харків: НТУ „ХПІ”, 2001. – 5 с. – Рос. мовою.
- 5 Гуцаленко Ю.Г. Влияние электрических режимов на расход алмазов в рабочих процессах алмазно-искрового шлифования с устойчивой режущей способностью инструмента //Вестник ХГПУ. – 2000. – Вып. 100. – С. 45 – 49.
- 6 Беззубенко Н.К., Гуцаленко Ю.Г. Влияние связки на износ круга при алмазно-искровом шлифовании //Информационные технологии: наука, техника, технология, образование, здоровье. – 2000. – Вып. 8. – С. 13 – 19.
- 7 Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Гуцаленко Ю.Г. Эффективность применения алмазного электроэрозионного шлифования //Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения /Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 6. – Одесса: ОНПУ, 2003. – С. 171 – 220.
- 8 Гуцаленко Ю.Г. Исследование себестоимости обработки при алмазно-искровом шлифовании //Вестник ХГПУ. – 1999. – Вып. 63. – С. 119 – 124.

УДК.621.7.04.

**Маковецкий А.В.**  
ДГМА,г. Краматорск, Украина

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ, ОБОРУДОВАНИЯ И ОРГАНИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ УЧАСТКОВ РОТАЦИ- ОННОЙ ОБРАБОТКИ**

*In article is considered complex problem of the development to technologies, equipment and organizations to activity area turning-rotary processing. Herewith happen to mechпроцессы complex kinematics, new arrangements of the equipment and is given estimation to efficiency chosen types of the arrangement area*

### **Введение**

В механосборочных цехах возможно производство изделий, требующих небольшой механообработки либо не требующих вовсе, это изделия, получаемые РВ приемами, также ротационной формовкой [1,2]. Их изготовление не требует использования кузнечно-прессового оборудования, а предусматривает применение токарно-давилного оборудования либо металлорежущих станков после относительно несложной модернизации. В качестве заготовок при этом применяется прокат как трубный, так и листовой, который в ряде случаев его требуется подвергать предварительной обработке.

Одна из основных проблем, которая при этом существует это необходимость совершенствования технологии за счет возможности изготовления новых групп изделий и соответственно модернизации и созданию новых типов оборудования, позволяющих реализовать эти техпроцессы. На наш взгляд эта проблема может быть решена за счет повышения универсальности создаваемого оборудования.

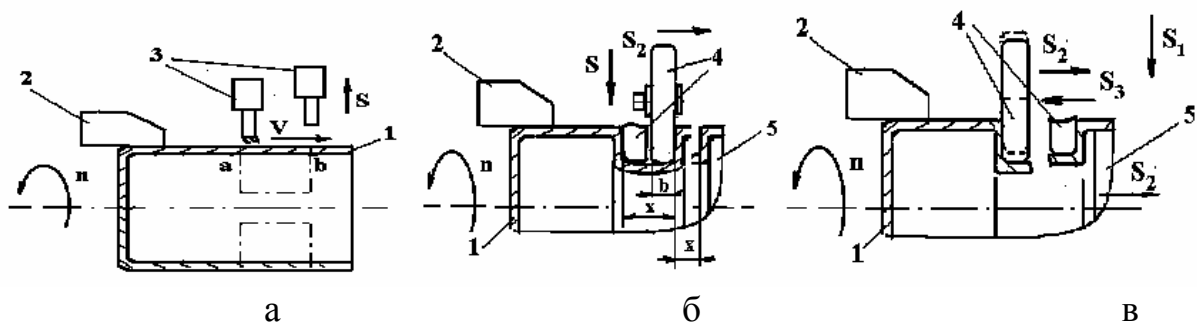
Кроме того, другой проблемой, которая рассматривалась в работах [3,4] является организация участков токарно-давилной обработки. Определенные предложения по компоновке этих участков представлены в работе [5], однако все это является недостаточным, так как необходимо оценить надежность работы этих схем.

Следовательно, целью данной работы является разработка и исследование отдельных компонент технологического комплекса токарно-давилной обработки, куда входят усовершенствованные технологии ротационной формовки, компоновки оборудования и схемы организации производства изделий.

### **Технология и оборудование для ротационной формовки, организация производственных участков**

Основным недостатком современной ситуации является отсутствие универсального оборудования для деформирования полуфабрикатов из проката трубного или листового. Имеющееся оборудование является узко специализированным, что усложняет его использование в современных меняющихся условиях производства

Разработаны процессы токарно-давилльной обработки, в частности [6], отличающиеся относительно сложной кинематикой перемещения инструмента. Схематический пример такого технологического приема представлен на рис. 1.



а- исходное состояние изделия-обечайки процессе нагрева;

б- внедрение инструмента в обечайку с последующим перемещением

в-выглаживающее движение инструмента с последовательным деформированием.

Рисунок 1- Схема деформирования облоочки со сложной кинематикой, где 1- обечайка, 2 – зажимное приспособление, 3- , 4- , 5-

Технологический способ деформирования обечаек реализуется после установки обечайки 1 в патрон 2 и подогрева ее с помощью устройства 3, рис. 1а, при достаточной пластичности заготовки подогрев не требуется. Обечайка 1 приводится во вращение с заданной скоростью. В дальнейшем она деформируется инструментом 4 в виде ролика с помощью оправки 5, рис.1.б. Затем инструмент 4 внедряется на заданную глубину в тело обечайки с подачей  $S_1$ , рис.2.в.

Далее, рис.1в, в процессе деформирования инструмент, смещается с подачей  $S_2$  на определенное расстояние вдоль оси обечайки. В последующем инструмент 4 возвращается в исходное положение, после чего в опять внедряется в тело обечайки 1 с подачей  $S_1$ . После окончания процесса деформирования с циклами внедрения и возврата инструмент возвращается в исходное положение.

При реализации описанного технологического процесса возникают проблемы с существующим оборудованием для токарно-давилльных работ, которое имеет ограниченных возможности.

Задачам совершенствованию токарно-давилного оборудования посвящен ряд работ, в том числе [7,8].

Автором работы предложен ряд схем [9], позволяющих расширить возможности оборудования и сделать его более универсальным.

Разработана новая компоновка токарно-давилного оборудования, рис.2, позволяющая деформировать как листовой прокат, так и трубный.

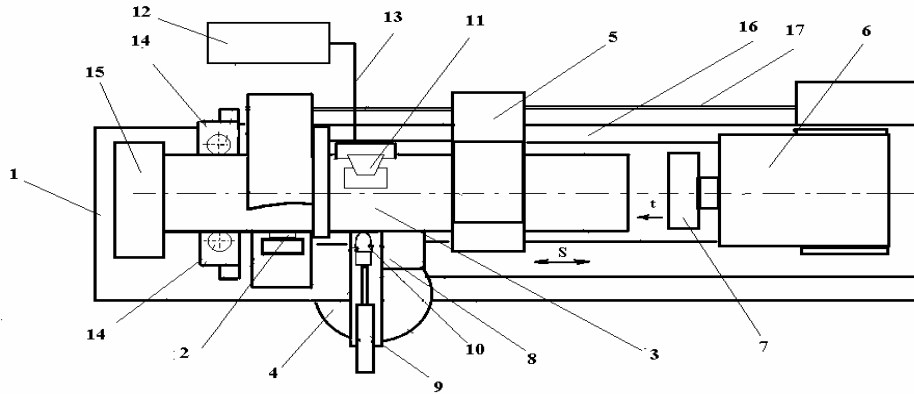


Рисунок 2 – Компоновка универсального станка для токарно-давилных работ

Станок для изготовления заготовок из проката, рис.2, с возможностью деформирования круглого, трубного и листового проката обкаткой содержит установленные на фундаменты 1, узел зажима 2 заготовки 3, три инструментальных узла 4,5 и 6 с полуматрицей 7, блока 8 перемещения вдоль оси заготовки первого инструментального узла, блока 9 подачи инструментов поперечном направлении, инструмента 10. Устройство локального нагрева 11, установлено с противоположной стороны, оно объединено с блоком ТВЧ или блоком подачи газа 12 кабелями (трубами) 13. С левой стороны станка размещено устройство подачи заготовки 14, которое перемещается по направляющей 16, а также ходовой винт 17.

Особенности функционирования участка токарно-давилной обработки рассмотрены в работах [3,4].

Рассмотрим компоновку участка для получения полостных изделий. В работе [4] предложено несколько вариантов этой компоновки. Рассмотрим некоторые из них.

Необходимо отметить, что рассматривается техническая система с конечным временем восстановления элементов, в соответствии с работой [10].

При этом предполагаем два случая поведения системы [10].

Первый, когда система во время восстановления оборудования выключена и второй, когда во время восстановления оборудования она продолжает работать.

Однако реальные схемы, приведенные в работе [4], показывают, что ситуация несколько сложнее. Для схемы с линейным расположением обо-

рудования возможен вывод любой единицы оборудования для ремонта, без влияния на надежность работы другого оборудования за исключением транспортного элемента, в этом случае это система должна быть остановлена. В свою очередь схема с кольцевым расположением элементов оборудования отличается тем, что любой элемент может быть выведен для ремонта независимо от других, а транспортная система, является единой и требует остановки работы всей системы. Наконец третья схема, позволяет выводить для ремонта все элементы и, кроме того части транспортной системы, что позволяет отнести ее ко второму случаю. Первые две схемы можно отнести к смешанному типу, объединяющему определенные стороны двух случаев.

В связи с этим можно отметить следующее.

Рассмотрим участки, состоящие из двух групп оборудования, транспортного и обрабатывающего, при этом можно записать, что множество оборудования

$$M1 = \bigcup_1^n a_i,$$

где  $a_i$  - элемент- оборудование.

В свою очередь

$$M2 = \bigcup_1^m b_j.$$

где  $b_j$  - элемент- транспортная система.

Тогда можно записать простое соотношение

$$M = M1 \cup M2. \quad (1)$$

Соотношение (1) позволяет рассматривать систему как совокупность элементов, которые теоретически можно отнести ко второму случаю. И в связи с этим получить требуемое условное решение задачи.

Коэффициент готовности для первого случая мы можем найти по выражению

$$k_r = \frac{T_1 + T_2}{T_1},$$

где  $T_1$  - среднее время работы системы;

$T_2$  - среднее время восстановления.

Вероятность безотказной работы можно найти по выражению

$$p(t) = k_r e^{-\frac{t}{T_1}}. \quad (2)$$

Для характерных для использованного оборудования времен работы системы и времен восстановления выражение (2) иллюстрируется графиком, рис.3.

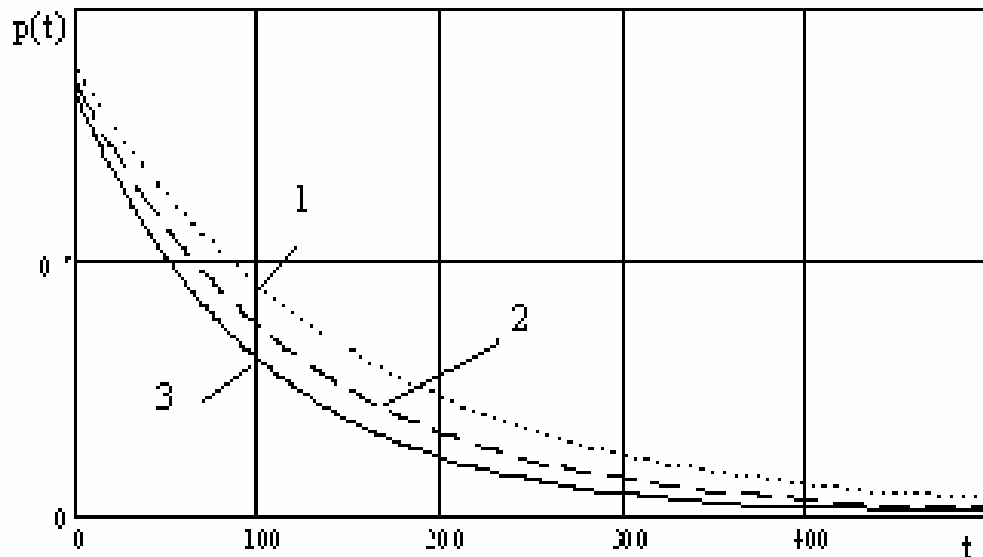


Рисунок 3- Вероятности безотказной работы системы для характерных для оборудования времен, при значениях коэффициента готовности: 1-  $k_r = 0,88$ ; 2-  $k_r = 0,86$ , 3-  $k_r = 0,83$ , в зависимости от условного времени функционирования системы  $t$

Анализ графиков, приведенных на рис.3 показывает, что для приемлемых условных времен функционирования участка уровень надежности для компоновки линейного типа, первая схема [4], относительно невысок. Следовательно, есть необходимость в разработке моделей для кольцевых и кольцевых многоэтажных схем расположения оборудования на участке. Схемы подобного типа могут быть рекомендованы при размещении металлорежущего оборудования в условиях малых производственных предприятий с ограниченной площадью так и в условиях крупносерийного производства.

### **Выводы**

- Реализация современных формообразующих технологий, таких как ротационной формовки требует комплексного развития технологий, оборудования и организации и планирования участков.
- Предложены способы, имеющие сложную формообразующую кинематику процесса.
- Установлено, что существует потребность в создании универсальных установок для токарно-давильных и раскатных работ, совмещающих реализацию процессов ротационной обкатки, вытяжки, формовки и

раскатки осесимметричных заготовок, предложены новый тип оборудования.

- Анализ надежности функционирования токарно-давилочного участка при построении к его компоновки по линейной схеме показывает недостаточно высокий уровень ее надежности. Следовательно, необходим переход к кольцевой схеме и многоуровневой кольцевой схеме, отличающейся высокой ремонтпригодностью и производительностью.

## Литература

- 1 Капорович В.Г. Производство деталей из труб обкаткой М. Машиностроение. 1978. 134с.
- 2 Могильный Н.И. Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках. М.: Машиностроение. 1983. 192 с.
- 3 Маковецкий А.В. Имитационная модель заготовительного участка// Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. Наукових праць. Вип.12. - Краматорськ: ДДМА -2002. -С.196-199
- 4 Маковецкий А.В., Пилипенко В.В. Имитационное моделирование функционирования заготовительного участка // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. Наукових праць. Вип.13. –Краматорськ-Київ: ДДМА -2003. - С.225-228.
- 5 Маковецкий А.В. О систематизации видов заготовок, получаемых комбинированными методами ротационной обкатки // Сб. Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. -Краматорськ: ДДМА. -2000. -С.384-388.
- 6 Декларацийный патент на корисну модель. Україна. № 4126. *МкВ 21 Д 22/02*. Спосіб формування порожнистих виробів. № 4126. *МкВ 21 Д 22/00*. Спосіб формування порожнистих виробів. Опубл.17.01.2005. Бюл.№1.
- 7 Ренне И.П., Белов П.И. Автомат для ротационной вытяжки. // Кузн.штамп. пр-во. 1988. -№5. С.24-25.
- 8 Маковецкий А.В. и др. Приемы ротационной формовки и математическая модель оборудования// А.В.Маковецкий, В.И.Чередниченко, В.В.Маковецкий. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. Наукових праць. Вип.14. – Краматорськ: ДДМА -2003. -С.90-95.
- 9 Декларацийный патент Украины № 43135. *МкВ 21 Д 51/02*.Верстат для виготовлення заготовок типу ступінчастих валів обкочуванням. Опубл.15.11.2001. Бюл.№10.
- 10 Гнеденко Б.В., Беляев Ю.К., Соловьев А.Д. Математические методы в теории надежности. М.: Наука. ГФМЛ. 1965. -524 с.



УДК 621.7

**Ковалевский С.В., Тулупов В.И.**  
ДГМА г. Краматорск Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ РАЗМЕРОВ ДЕТАЛЕЙ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*The approach is stated In article to increasing of accuracy of processing by cutting on base of characteristic control processed material by by drives of electric current, connected with expenses of powers of electric motor of tool at cutting through worker a zone of cutting.*

Повышение точности изготовления деталей и сборки узлов способствует росту долговечности и надежности эксплуатации механизмов и машин. Этим объясняется актуальность обеспечения высоких требований к точности изготовления деталей машин в целом.

Сокращение полей допусков размеров заготовок ведет к снижению трудоемкости механической обработки, припусков на обработку деталей и способствует экономии металла. Получение точных и однородных заготовок на всех операциях технологического процесса является одним из неперемных условий автоматизации и механизации механической обработки и сборки.

Колебания твердости обрабатываемого материала значительно изменяют нормальную составляющую сил резания  $P$ . При обработке стали величина  $P$  находится в нелинейной зависимости от показателя твердости. При обработке заготовок с колебаниями твердости для уменьшения колебаний силы резания, а следовательно, и снижения динамической составляющей размера обработки в технологической системе и в конечном счете для снижения погрешности обработки, чистовые проходы должны проводиться со снятием минимального сечения стружки.

Практическое значение влияния физико-механических свойств обрабатываемого материала заготовок на точность размеров деталей весьма велико, так как согласно проведенным испытаниям рассеивание величины твердости материала иногда достигает 30—40% от среднего значения твердости.

При различной твердости отдельных заготовок податливость технологической системы порождает рассеивание размеров обработанных деталей, а при колебании твердости в пределах одной заготовки — порождает погрешности геометрической формы деталей.

Колебания припуска на обработку детали, связанные с погрешностью заготовки, при работе на настроенных станках изменяют глубину резания

т так как изменяется сила резания и вследствие чего меняется величина отжатаия инструмента.

Поскольку сила резания определяется следующей зависимостью:

$$P = C_p S^x V^y t^z HB^\gamma, \quad [1]$$

можно предположить, что:

$$S^x V^y t^z HB^\gamma = K^{xk}, \quad [2]$$

тогда:

$$P = C_p K^{xk}, \quad [3]$$

где  $K$ - комплексный показатель обрабатываемости материала заготовки.

Для управления величиной силы резания (не изменяя подачи, глубины и скорости резания) нами исследовано воздействие тока проходящего через зону резания, тем самым увеличим пластичность материала заготовки. Следовательно, комплексный показатель обрабатываемости зависит от величины тока  $K=f(I^{xf})$ .

Тогда сила резания будет равна:

$$P = C_p I^{xf} \quad [4]$$

Колебания силы резания, в процессе обработки поверхности происходит из-за неравномерности припуска и неоднородности твердости материала заготовки. Эти колебания влекут за собой изменение мощности резания, а следовательно и тока в цепи двигателя главного движения.

Для автоматической стабилизации силы резания без изменения положения режущего инструмента относительно координат станка предлагается схема, которая изображена на рисунке 1.

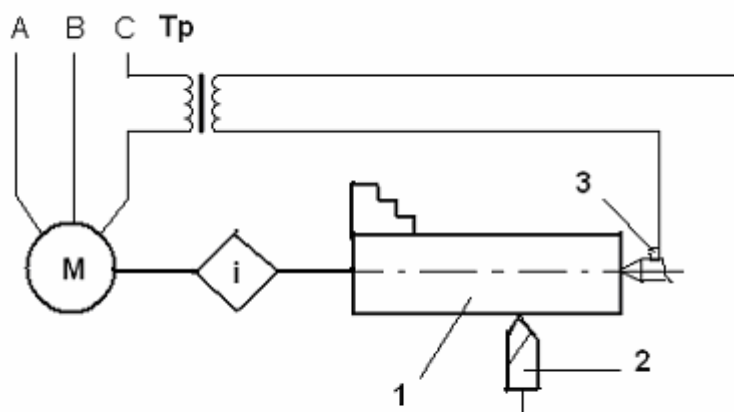


Рисунок 1 – Схема стабилизации размеров обрабатываемых поверхностей вращения

При увеличении силы резания, увеличивается ток в катушках статора двигателя. С помощью трансформатора тока снимается часть энергии одной из фаз, величина которой будет пропорциональна увеличению силы резания, и подводя ее в зону резания, увеличиваем

пластичность материала заготовки, тем самым снижаем силу резания. Приведенная схема работает по принципу обратной связи. Таким образом стабилизируется величина силы резания.

Проанализируем влияние обрабатываемости материала на величину погрешности глубины резания, которая, в конечном счете, влияет на точность размеров и геометрической формы обрабатываемой поверхности.

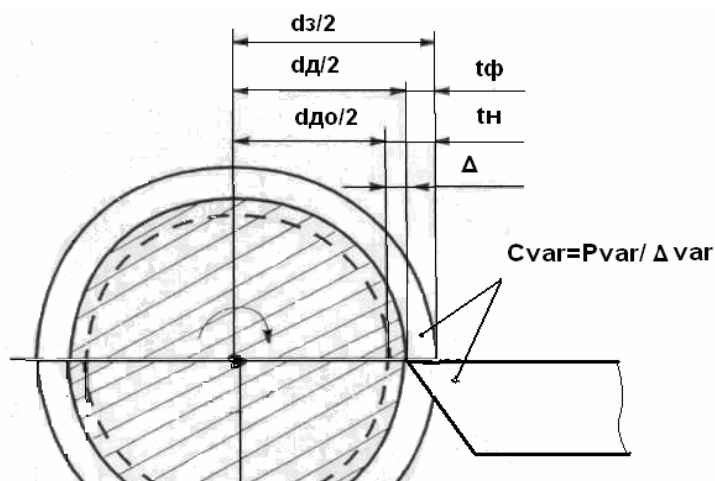


Рисунок 2 – Геометрические параметры процесса обработки

В результате теоретических исследований установлено, что величина погрешности обработки заготовки  $\Delta$  может быть представлена следующим выражением:

$$\Delta = \frac{t_H}{1 + aK^\mu} = const$$

где  $t_H$  - глубина резания проектируемая;  $K^\mu$  -показатель обрабатываемости, зависящий от физико-механических свойств материала заготовки и изменяемый в процессе обработки с помощью дополнительных источников концентрированной энергии;  $a$  -постоянный коэффициент, зависящий от условий обработки.

#### **Выводы**

1. Показана возможность стабилизации размера обрабатываемой поверхности путем изменения ее физико-механических свойств.

2. На показатели эффективности рассмотренного метода повышения точности обработки резанием существенное влияние будет оказывать скорость изменения показателей обрабатываемости. Чем она выше – тем эффективнее процесс исправления формы поперечного сечения заготовки и ее размеров.

3. Снижение величины подачи режущего инструмента будет способствовать сохранению эффекта изменения свойств материала обрабатываемой поверхности.

УДК 621.753.1/2(035)

**Мартынов А.П., Пациора А.П., Вакуленко М.А.**

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

## **ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА СБОРКИ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ИЗДЕЛИЙ ПУТЁМ ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ СОПРЯГАЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

*The method of the choice optimization of transition fits subject to design – technological and operating features of an article is suggested.*

От правильного выбора характера сопряжения поверхностей в соединениях в значительной степени зависят надежность работы изготовленных машин, удобство сборки-разборки, и, следовательно, технологичность изделия. В конечном счёте, этот выбор определяет его качественные показатели.

Чаще всего при обосновании характера посадок в соединениях используют методы прецедентов и подобия [1].

Для выбора точности и характера сопряжения последним методом устанавливают аналогию конструктивных признаков и условий эксплуатации проектируемой сборочной единицы с признаками, указанными в справочной литературе. Однако в указанных материалах конструктивные и эксплуатационные показатели классифицируют часто общими выражениями, не отражающими количественных значений параметров, что затрудняет выбор посадок. Общим недостатком методов прецедентов и подобия является сложность определения признаков однотипности, невозможность учёта большого количества технологических особенностей изготовления, в результате чего часто точность и характер сопряжения поверхностей деталей назначается неверно, а это приводит к снижению точности и качества эксплуатации изделий, например, металлорежущих станков [2, 3].

Поэтому по возможности следует использовать расчетные методы выбора посадок, в том числе переходных, где трудоемкость сборки и разборки, а также характер сопряжения деталей во многом определяется вероятностью (частотой) получения в соединениях натягов и зазоров. При этом необходимо учитывать динамику работы изготавливаемых машин, а также технологические возможности металлорежущего оборудования.

В отличие от посадок с зазором и с натягом, назначаемых на основе предварительно вычисленных их предельных значений, выбор и обоснование переходных посадок выполняем методом попыток, задаваясь конкретными посадками и определяя затем вероятностные характеристики. При этом исходим из нормального закона распределения размеров деталей при изготовлении. Распределение зазоров и натягов в этом случае также будет подчиняться нормальному закону, а вероятности их получения определя-

ються с помощью интегральной функции вероятности

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z (\exp - \frac{z^2}{2}) dz [1, 4].$$

Для предварительно выбранной посадки через предельные отклонения определяем допуски отверстия  $T_D$  и вала  $T_d$  по формулам

$$T_D = ES - EI, \quad T_d = es - ei$$

(предельные отклонения  $ES$  ( $es$ ),  $EI$  ( $ei$ )) выбираются из таблиц ГОСТ 25346-82), а также максимально возможный  $N_{max}$ , минимально возможный  $N_{min}$  и средний  $N_c$  натяги по формулам

$$\begin{aligned} N_{max} &= es - EI, \\ N_{min} &= ei - ES, \\ N_c &= \frac{N_{max} + N_{min}}{2}. \end{aligned}$$

Среднее квадратичное отклонение натяга (зазора) определяется по формуле

$$\sigma_N = \frac{1}{6} \sqrt{T_D^2 + T_d^2}.$$

Предел интегрирования равен:

$$z = \frac{N_c}{\sigma_N}$$

Значение  $\Phi(z)$  определяется из таблицы значений интегральной функции вероятности по найденному значению  $z$ .

Тогда вероятность натяга в соединении (и процент соединений с натягом), а также вероятность зазора в соединении (и процент соединений с зазором):

– вероятность натяга

$$P'_N = 0,5 + \Phi(z), \text{ если } z > 0, \quad P'_N = 0,5 - \Phi(z), \text{ если } z < 0;$$

– процент натягов (процент соединений с натягом)

$$P_N = 100 \cdot P'_N;$$

– вероятность зазора

$$P'_s = 0,5 - \Phi(z), \text{ если } z > 0, \quad P'_s = 0,5 + \Phi(z), \text{ если } z < 0;$$

– процент зазоров (процент соединений с зазором)

$$P_s = 100 \cdot P'_s.$$

Для выбора переходных посадок в соответствии с разработанным алгоритмом и программой решения с помощью компьютера при проектировании изделия для удобства сначала на экране дисплея появляется текст с ориентировочными характеристиками разных переходных посадок и примерами их назначения для типовых узлов (с эскизами). Кроме того, приводятся все посадки (в системе отверстия и в системе вала), рекомендуемые ГОСТ 25347-82 (в том числе предпочтительные).

Оператору достаточно указать систему образования посадок, номинальный диаметр соединения и выбираемые поля допусков отверстия и вала (именно поля допусков, а не посадки, так как конструктор может их образовывать из любых стандартных полей допусков соединения).

Результаты расчетов получают в виде максимально возможных значений (в мкм) натягов и зазоров, а также их вероятностей. Для наглядности эти данные дополняются графиками интегральной функции вероятности  $\Phi(z)$  с разделением площади зоны натягов и зазоров согласно расчетам.

Оптимизация и окончательный выбор осуществляется оператором на основе нескольких попыток. Эту задачу значительно облегчают графики интегральной функции вероятности.

Приведём пример использования разработанной методики оптимизации при выборе переходных посадок в одном из узлов изделия, особенностью работы которого является цикличность нагружения, вибрации, толчки, удары, температурные воздействия, что необходимо учитывать при выборе посадок.

Согласно служебному назначению и конструктивно-технологическим особенностям узла необходимо назначить посадки в двух соединениях с разными техническими требованиями, что учитывается при оптимизации характера сопряжения поверхностей в обоих соединениях. Эти требования и результаты расчётов представлены в таблице, а на рисунке - графики интегральной функции для некоторых посадок.

Таблица 1 – Результаты расчетов параметров соединений

Требования в соответствии со служебным назначением	Посадка	Максимальный натяг, мкм	Вероятность натяга	Максимальный зазор, мкм	Вероятность зазора
• высокая точность центрирования при большей вероятности натяга	100H7/n 6	45	0,9918	12	0,0082
		35	0,3783	41	0,6217
• способность воспринимать динамическую нагрузку (удары, вибрации)	100H8/m 6	96	1,0000	Мин.натяг 7	0,0000
		35	0,8264		
• удобство сборки – разборки	100K8/n 7	52	0,9998	22	0,1736
		4			0,0002
• Пониженное усилие сборки	100H7/m 6	25	0,3015	32	0,6985
		18	0,4562	19	0,5438
• Нормальная точность цен-	100Js7/m 6				

трирования при примерно оди- наковых веро- ятностях натяга и зазора • удобство сбор- ки – разборки	100H7/k 6	25	0,7190	19	0,2810
	100H6/k 5	58	0,9032	31	0,0968
	100H6/k 6				
	100H8/n 7				

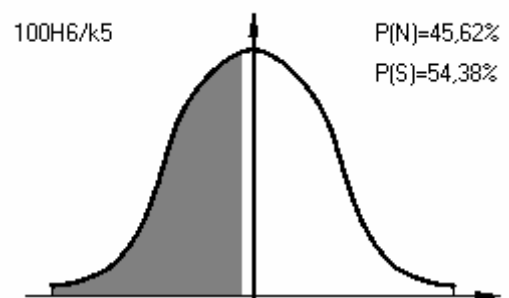
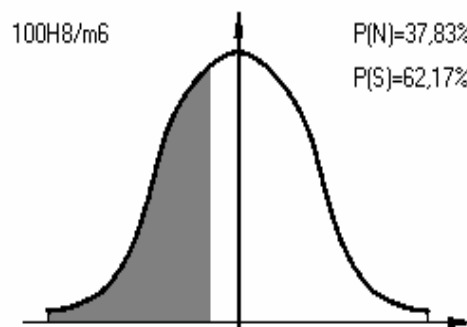
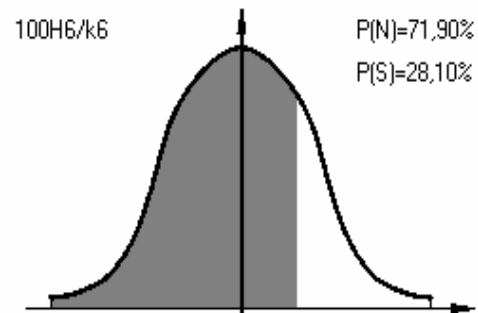
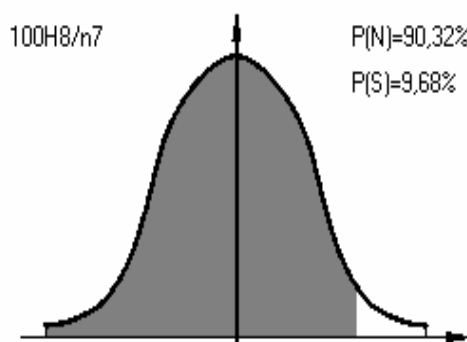


Рисунок 1 – Графики интегральной функции вероятностей для некоторых соединений

Как свидетельствуют полученные результаты, можно для первого соединения принять посадки H8/n7 или H6/k6, а для второго – посадки H8/m6 или H6/k5 (эти посадки указаны на рисунке).

Окончательное решение должно учитывать технологические возможности металлорежущего оборудования. В данном случае можно назна-

чить для соединений соответственно посадки H8/n7 и H8/m6 (если с точки зрения обработки на оборудовании предприятия желательно назначить по возможности относительно грубые квалитеты точности деталей), или посадки H6/k6 и H6/k5 (эта посадка также соответствует поставленным условиям, однако ее можно назначить только в случае наличия на предприятии металлорежущего оборудования и технологии обеспечивающих более высокую точность обработки).

В заключение следует отметить, что при обработке деталей с достижением точности по методу пробных проходов (это особенно характерно для крупных деталей в тяжелом машиностроении [5]) следует учитывать психологический фактор и вызванное ним смещение центра группирования в «безопасную» зону (т.е. здесь наблюдается положительная асимметрия для размеров наружных поверхностей и отрицательная – для размеров внутренних поверхностей). При обработке таких деталей на предприятии по такому методу при прочих равных условиях желательно выбирать посадки с меньшими вероятностями натягов, чем в случае обработки на настроенном оборудовании (согласно расчетам в приведенном примере, например, для второго соединения посадку  $\varnothing 100H7/k6$  – см. таблицу).

При проектировании изделий в неподвижных соединениях назначают посадки с натягом или переходные, при необходимости дополняя их крепежными деталями (винтами, штифтами, шпонками и т.д.). Поэтому в сочетании с методикой автоматизированного выбора посадок с натягом [6] данная разработка позволит оптимизировать выбор обоих видов посадок в неподвижных разъемных соединениях.

### Литература

- 1 Палей М.А., Романов А.Б., Брагинский В.А. Допуски и посадки: Справочник. – СПб.: Политехника, 2001. – 576с.
- 2 Марков Н.Н., Осипов В.В., Шабалина М.Б. Нормирование точности в машиностроении/ Под ред. Ю.М. Соломенцева – 2 изд., испр. и доп. – М.: Высш. шк.; Издательский центр «Академия», 2001. – 335 с.
- 3 Решетов А.Н., Портман В.Г. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986, 333с.
- 4 Венцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1998. – 576 с.
- 5 Жабин А.И., Мартынов А.П. Сборка изделий в единичном и мелкосерийном производстве. – М.: Машиностроение, 1988. – 184 с.
- 6 Роганов Л.Л., Мартынов А.П., Васильев А.П. Оптимизация конструктивно-технологических параметров соединений с натягом при проектировании кузнечно-прессовых машин на основе расчетов с использованием компьютеров / Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні. – Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2000. – с. 440-442.



УДК. 621.9

**Кинденко Н.И.**  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **ОБОБЩЕННАЯ СХЕМА ФОРМИРОВАНИЯ АЛГОРИТМА И НОМОГРАММ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ МАГНИТООБРАБОТАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ**

*In this word special attentions is paid to the practical use reccomondation problems concerning the cutting optimization processes with the help of magnetically worked up point tool. These practical tasks are solved owing to certain monograms: dealing with the choice of the cutting conditions, surface layer quality, accuracy, productivity and the prime cost of magnatikally worked up tool.*

### ***Введение***

Эффективность работоспособности концевго инструмента может быть существенно повышена в результате использования технологии магнитной обработки инструмента. Это обусловлено высокими эксплуатационными характеристиками концевго инструмента обработанного импульсным магнитным полем (ОИМП) по сравнению со стандартным инструментом.

Инструменты обработанные ОИМП имеют повышенную поверхностную твердость и теплостойкость, улучшенные эксплуатационные характеристики и свойства быстрорежущей стали за счет тех структурных изменений, которые происходят в ней под действием магнитного поля [1].

### ***Общие положения***

Использование метода ОИМП позволяет по-новому подойти к проблеме совершенствования свойств быстрорежущих материалов, управления процессов резания с точки зрения повышения стабильности его протекания, управления изнашиванием размерного инструмента и формирования поверхностного слоя деталей [2].

Трудности, возникающие при обработке высокопрочных нержавеющей и жаропрочных сталей, наиболее проявляются при нарезании резьбы метчиками.

Условия работы метчиков весьма затруднены: в работе участвует одновременно большое количество зубьев, контакт инструмента с деталью осуществляется не только в зоне резания, но и по нерабочим боковым поверхностям; как отдельные режущие зубья, так и весь метчик недостаточно прочны, особенно при нарезании резьбы с малым диаметром и шагом; зона резания малодоступна для смазочно-охлаждающей жидкости и т.д.

Увеличенная площадь контакта инструмента с деталью, недостаточное смазывание и охлаждение, обуславливают возрастание момента и работы трения, что вызывает повышение температуры резания и интенсивный износ метчика. Очень часто при нарезании резьбы метчиками в жаропрочных и нержавеющей сталей наблюдаются сколы и выкрашивание отдельных зубьев и поломка метчиков.

Повышение стойкости инструмента при нарезании резьбы в нержавеющей сталях достигается путем применения магнитнообработанного инструмента из быстрорежущих сталей.

Данные, полученные при исследовании зависимости стойкости размерного инструмента, обработанного в оптимальном магнитном поле с оптимальным временем выдержки инструмента в этом поле и прошедшего последующее старение, от скорости резания показали, что наиболее выгодно эксплуатировать магнитнообработанный инструмент на оптимальных скоростях резания, при которых обеспечивается максимальная размерная стойкость инструмента и наименьшая интенсивность его износа.

Для обеспечения задачи практического использования рекомендаций по оптимизации процессов резания магнитнообработанным концевым инструментом получены параметрические уравнения максимальной размерной стойкости и разработаны соответствующие номограммы.

### **Основная часть**

В числе исследуемых параметров находились как геометрические, так и физико-механические характеристики инструмента в кинематическом взаимодействии процесса резания. Алгоритм обработки результатов исследований приведен на рис.1.

При обработке результатов на ПЭВМ вначале в базу данных вводится число параллельных опытов, матрицы планирования, число их строк и столбцов, теоретическое значение критерия Стьюдента и критерия Фишера, опытное значение каждого параметра, число факторов и условие окончания программы  $L$ . Если  $L=1$ , то принимается версия, что программа работает в оценке линейной модели процесса, если  $L=2$ , то программа оценивает адекватность степенной модели. Далее производится проверка воспроизводимости опытов, адекватности линейной модели и оценка значимости коэффициентов регрессии. При одинаковом числе параллельных опытов на каждом уровне факторов воспроизводимость процесса проверяется по критерию Кохрена. В случае воспроизводимого процесса рассчитываются коэффициенты регрессии. Оценка значимости коэффициента регрессии производится с помощью критерия Стьюдента.

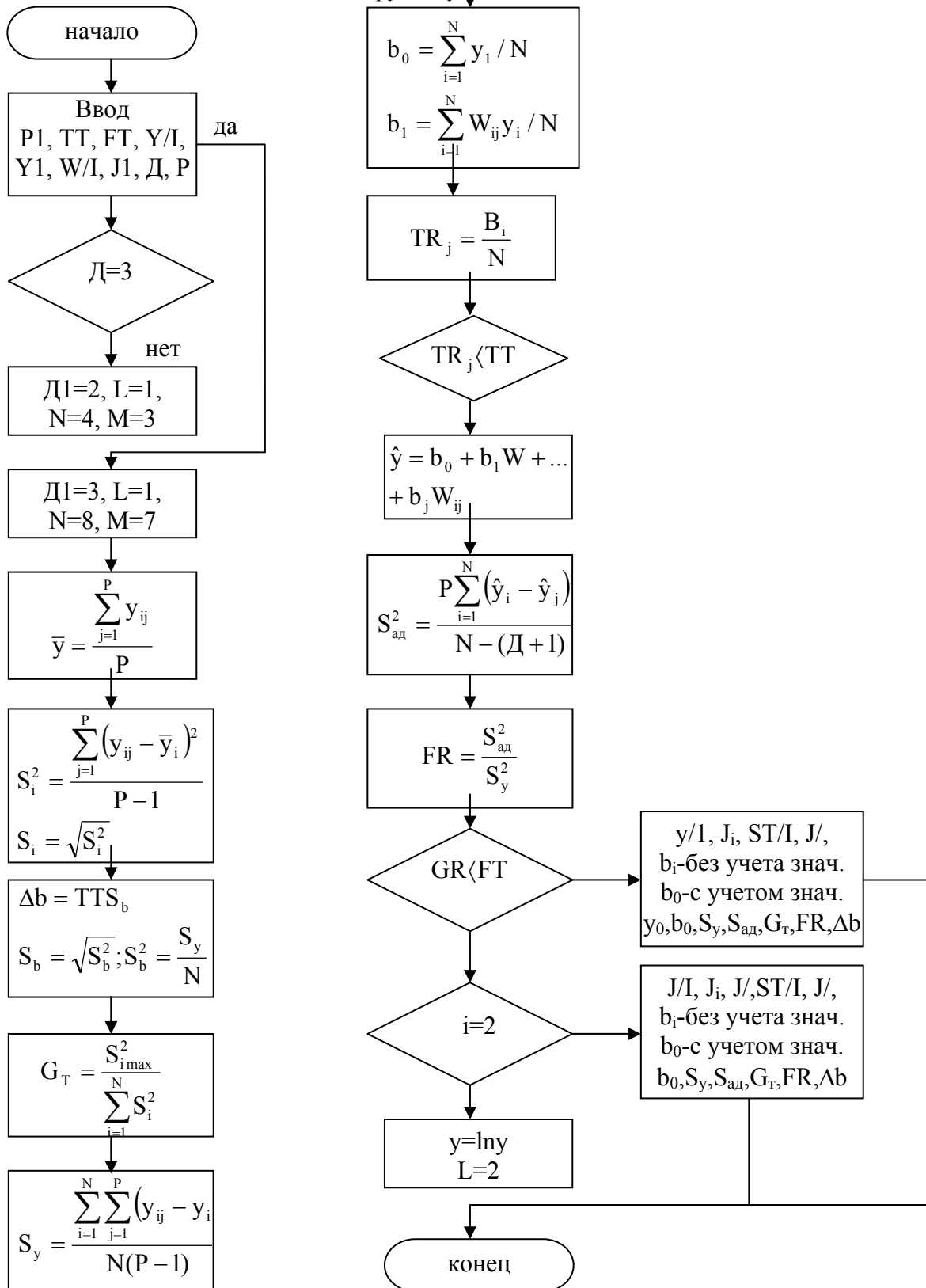


Рисунок 1-Алгоритм обработки результатов эксперимента

Незначимый коэффициент при факторе означает, что данный фактор не влияет (или влияет незначительно) на критерий оптимизации.

Незначимый коэффициент при факторе означает, что данный фактор не влияет (или влияет незначительно) на критерий оптимизации.

Проверка адекватности линейной модели выполняется с помощью критерия Фишера. По результатам расчета записывается уравнение регрессии, показывающее связь основных параметров процесса резания и процесса магнитной обработки инструментов.

Установлено, что воздействие импульсных магнитных полей на осевой инструмент из быстрорежущих сталей является эффективным только при определенных (оптимальных) режимах магнитной обработки (напряженности магнитного поля, времени обработки инструмента и времени выдержки после обработки).

При резании различных конструкционных материалов наибольший эффект магнитной обработки инструмента обеспечивается при одних и тех же оптимальных режимах воздействия магнитного поля, найденных для конкретной марки инструментального материала.

Исследование стойкостных зависимостей магнитнообработанного инструмента, выполненные на основе теоретических представлений о механизме магнотрикссионного упрочнения быстрорежущих сталей, позволяет предложить технологические рекомендации, реализация которых обеспечивает повышение стойкости осевого режущего инструмента.

На рис. 2 приведена номограмма для определения оптимальных режимов резания при сверлении деталей из высокопрочных материалов магнитообработанными в оптимальном магнитном импульсном поле сверлами.

На рис. 3 приведена номограмма для определения оптимальных режимов резания при нарезании резьб в деталях из нержавеющей стали 1X18N9T коррегируемыми метчиками, обработанными в оптимальном магнитном поле.

Номограммы весьма удобны на практике, так как позволяют увязать выбор режимов резания с качеством поверхностного слоя, точностью, производительностью и себестоимостью магнитообработанного инструмента.

В основе номограмм лежат параметрические уравнения максимальной размерной стойкости, исследования высоты микронеровностей обработанной поверхности, исследования оптимальных параметров ОИМП.

Для определения требуемой скорости резания по принятой по номограмме подаче нанесены линии оптимальных скоростей, которые также соответствуют и экономическим скоростям резания.

Характерной особенностью номограмм является наличие связи выбранного режима резания с характеристиками магнитного состояния режущего инструмента.

Приведенные на номограмме режимы резания являются оптимальными не только по точности обработки, себестоимости и производительности труда, но оптимальными по качеству обработанного поверхностного слоя и по эксплуатационным свойствам.

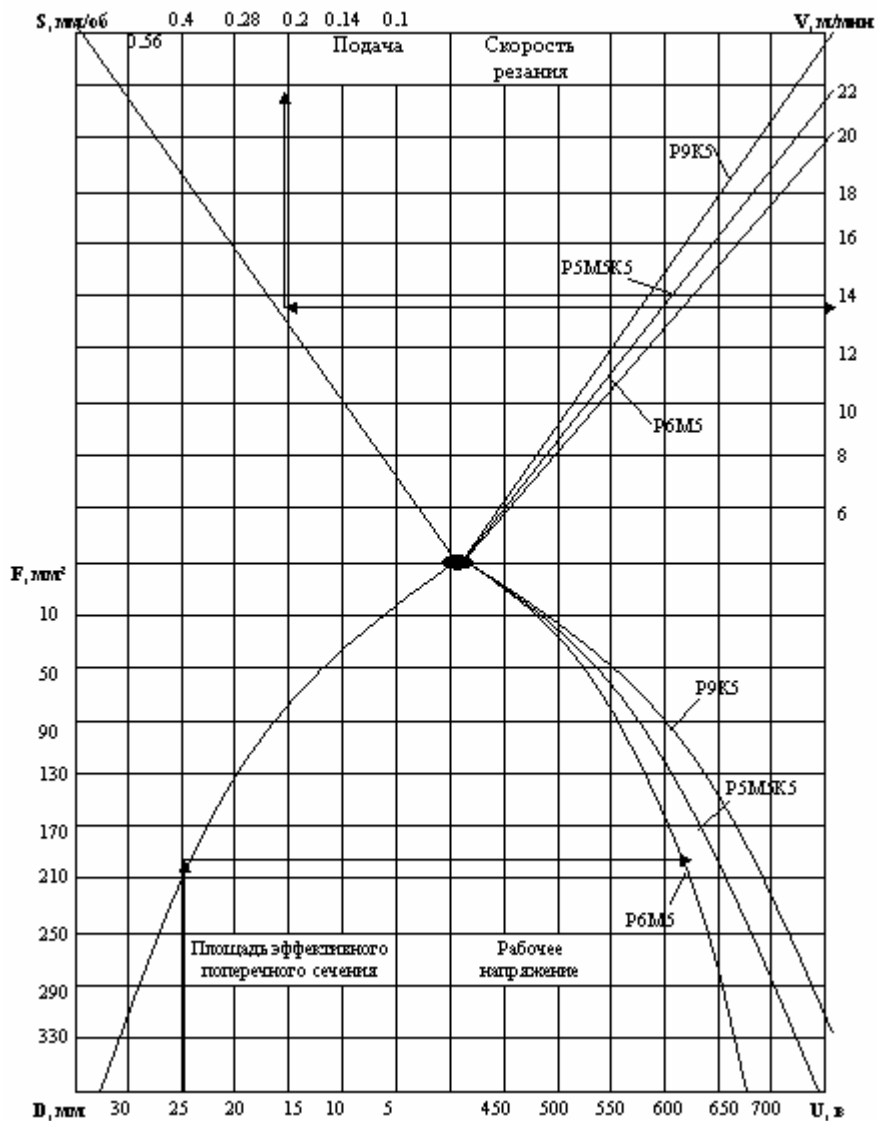


Рисунок 2 -Номограмма для определения параметров процесса ОИМП и режима резания при сверлении

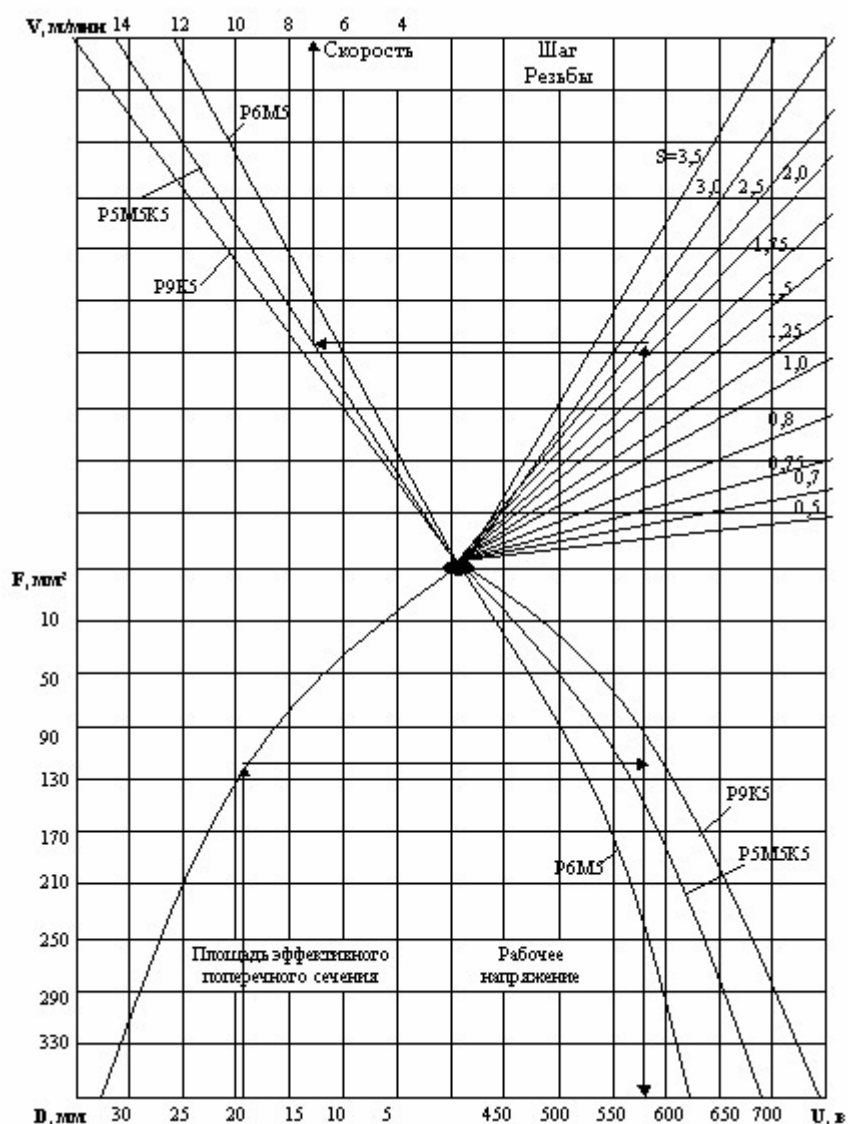


Рисунок 3 - Номограмма для определения параметров процесса ОИМП и режима резания при резьбонарезании

### Вывод

Разработанные номограммы позволяют увязать выбор режимов резания с качеством поверхностного слоя, точностью, производительностью и себестоимостью магнитообработанного инструмента.

### Литература

- 1 Постников С.Н. Электрические явления при трении и резании.-Горький: Волго-Вят. кн. изд-во, 1975.-280с.
- 2 Зиновьев Н.И., Кинденко Н.И., Алибеков А.А. Опыт внедрения магнитной обработки инструмента на машиностроительных предприятиях // Новые стали и сплавы, режимы их термической обработки.-Санкт-Петербург, 1992.-с.18-20.

УДК 621.785.5

**Заблоцкий В. К., Дьяченко Ю. Г.**  
ДГМА, Краматорск, Украина

## ВЛИЯНИЕ ДИФФУЗИОННОГО ХРОМИРОВАНИЯ НА ТВЕРДОСТЬ И МИКРОСТРУКТУРУ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ ИНСТРУМЕНТА ИЗ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ

*Investigated influence of saturation by chrome on hardness and structure of a cutting edge of the tool from carbonaceous steels. The mechanism of formation of a superficial layer is offered.*

### **Введение**

Возможность повышения поверхностной твердости инструмента из углеродистой стали с применением диффузионного хромирования показана в работе [1]. Однако этих данных недостаточно для разработки технологии изготовления такого инструмента. В частности, в литературе отсутствуют данные о том, как изменяется твердость по сечению инструмента, подвергнутого диффузионному хромированию, а затем закалке с низким отпуском.

### **Экспериментальные исследования**

Для установления указанной зависимости образцы из сталей 10, 45, У8, У13 подвергали диффузионному хромированию в порошковой смеси, состоящей из: 50% FeCr, 48% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и 2% NH<sub>4</sub>Cl при температуре 1000<sup>0</sup>С в течение 5 часов. После диффузионного хромирования образцы нагревали до 880<sup>0</sup>С с выдержкой 0,5 часа, а затем закаливали в масле. Закаленные образцы подвергали низкому отпуску при 200<sup>0</sup>С, 2 часа, с последующим охлаждением на воздухе. 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.

После хромирования стали 10 образуется поверхностный слой микроструктура которого представляет собой карбидный слой с микротвердостью Н<sub>20</sub> 11400 МПа и глубиной 0,01 мм. Ниже расположена зона твердого раствора хрома в Fe<sub>α</sub> с микротвердостью Н<sub>20</sub> 1950 МПа и глубиной 0,04 мм. На границе с основным металлом располагается зона, обогащенная углеродом. Микротвердость основного металла Н<sub>20</sub> 1720 МПа. На стали 45 образуется слой состоящий из карбида хрома с микротвердостью Н<sub>100</sub> 15300 МПа и глубиной 0,02 мм. Зона твердого раствора отсутствует. На границе карбидного слоя с основным металлом имеется зона обогащенная углеродом. Микротвердость основного металла составляет Н<sub>100</sub> 1770 МПа. Карбидный слой, образовавшийся на стали У8 после хромирования, имеет

микротвердость  $H_{100}$  18500 МПа и глубину 0,02 мм. Отсутствует зона, обогащенная углеродом наблюдаемая на стали 10 и 45. Это дает возможность предположить, что в этой стали находится достаточное количество углерода для образования карбидного слоя и не требует его заимствования из сердцевины металла. Микротвердость основного металла  $H_{100}$  2230 МПа. Микротвердость карбидного слоя образовавшегося после хромирования на стали У13 составляет  $H_{100}$  20060 МПа и имеет глубину 0,03 мм. Основной металл имеет микротвердость  $H_{100}$  3370 МПа.

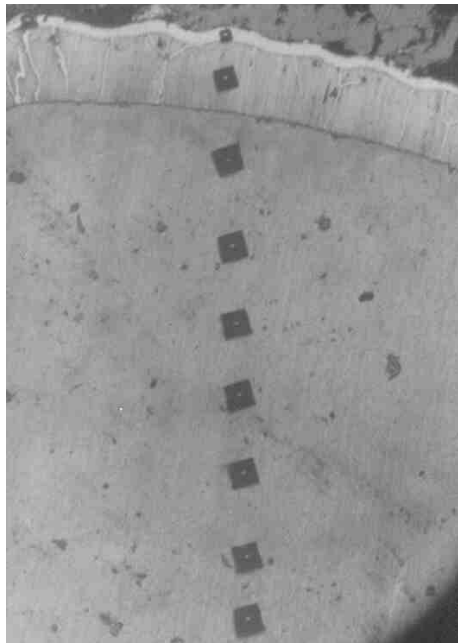
Исследования показали, что твердость хромированного слоя зависит от содержания углерода в стали. Повышение содержания углерода в стали, ведет к увеличению микротвердости слоя ( таблица 1). Внутри образцов из сталей 10 и 45 непосредственно у слоя карбидов не наблюдается снижение микротвердости, связанное с обезуглероживанием металла, как это отмечено в литературе [2]. Наоборот, наблюдается некоторое превышение микротвердости по сравнению с микротвердостью сердцевины металла.

Микротвердость слоя основного металла, прилегающего к диффузионному карбидному слою, после закалки значительно выше микротвердости по сравнению с состоянием, непосредственно после хромирования (таблица 2). Такая закономерность, безусловно, связана с тем, что после хромирования возле слоя карбида в структуре содержалось больше углерода, чем в основном металле, что позволило этой структуре принять частичную или полную закалку. Эта часть исследований показывает, что даже в малоуглеродистой стали можно получить в результате хромирования с последующей закалкой и отпуском упрочненный слой достаточной толщины. Для других сталей упрочненный слой имеет большую толщину, достаточную для сохранения высокой устойчивости слоя против сколов и сминания, что зачастую имеет место при недостаточной твердости подслоя.

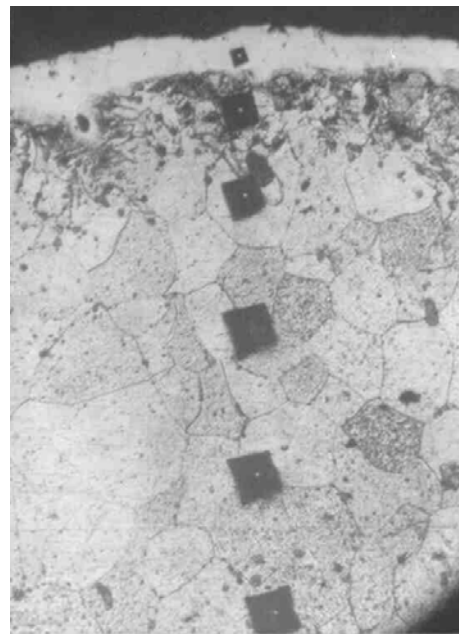
Таблица 1 –Влияние хромирования на микротвердость и глубину слоя

Марка стали	Расстояние от поверхности, мм										
	0,01	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5
Сталь 10 $H_{20}$	11400	1950	1650	1870	1870	1650	2240	1720	1720	1580	1870
Сталь 45 $H_{100}$	15300	1770	1540	1580	1770	1540	1700	1640	2240	2060	2060
Сталь У8 $H_{100}$	18500	2180	2380	1970	2180	1870	2230	2770	2060	2770	2340
Сталь У13 $H_{100}$	20060	2990	3500	3190	3370	2060	2060	2060	2060	2060	2060
<i>Глубина слоя: Сталь 10 общая - 0,05 мм, карбидного - 0,01мм; Сталь 45, У8 - 0,02 мм; Сталь У13 карбидного - 0,03 мм.</i>											

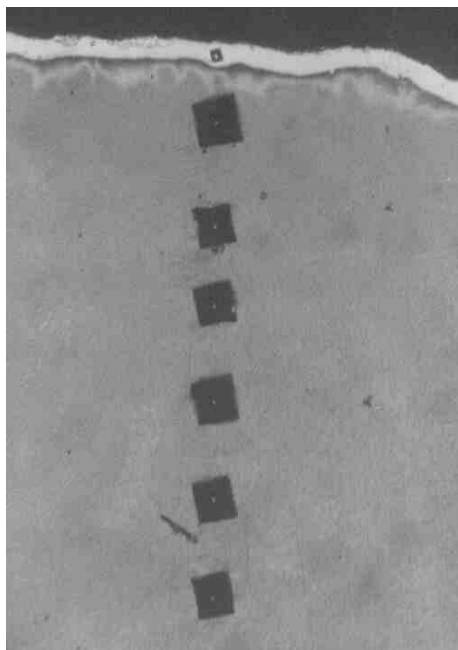




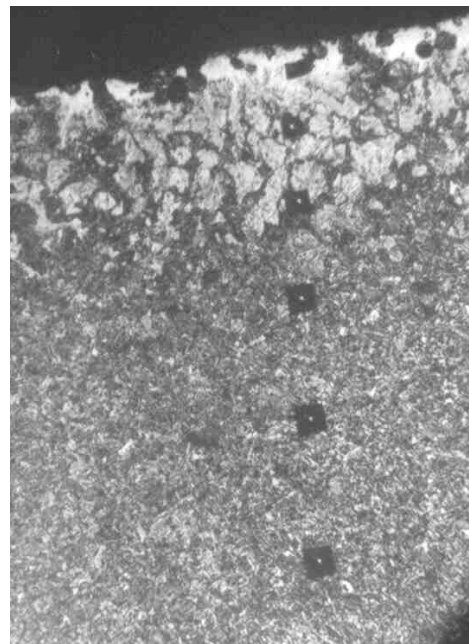
**а**



**б**



**в**

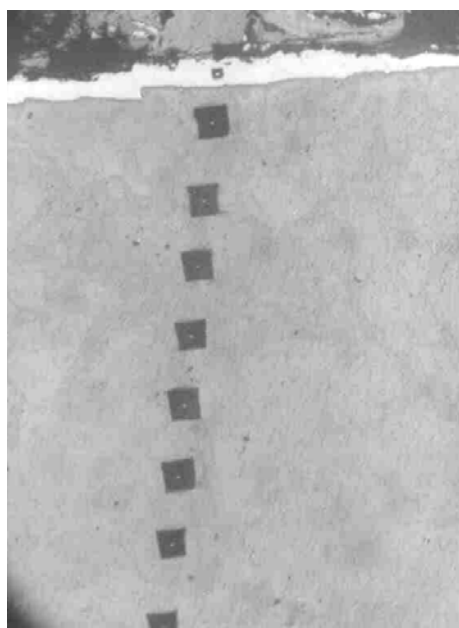


**г**

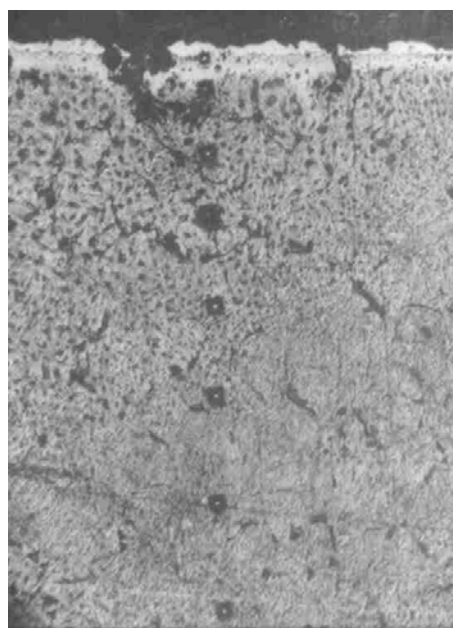
**а** – хромирование стали 10, **б** – хромирование + закалка + низкий отпуск стали 10

**в** - хромирование стали 45, **г** – хромирование + закалка + низкий отпуск стали 45

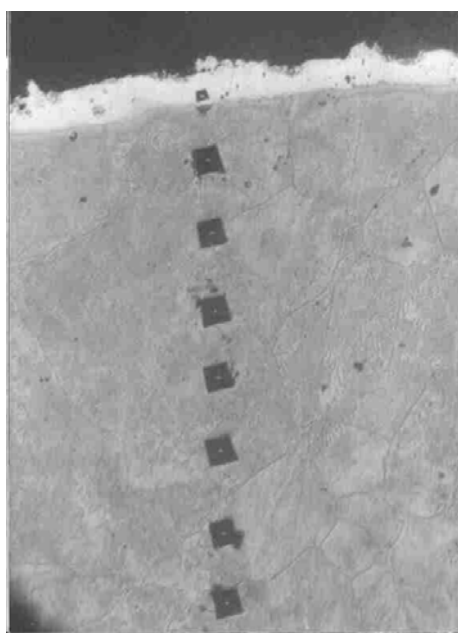
Рисунок 1 – Влияние закалки и низкого отпуска на хромирование сталей 10 и 45.



**а**



**б**



**в**



**г**

**а** - хромирование стали У8, **б** – хромирование + закалка + низкий отпуск стали У8

**в** – хромирование стали У13, **г** – хромирование + закалка + низкий отпуск стали У13

Рисунок 2 - Влияние закалки и низкого отпуска на хромирование сталей У8 и У13

Таблица 2 – Влияние закалки после хромирования на микротвердость и глубину слоя

Марка стали	Расстояние от поверхности, мм										
	0,01	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5
Сталь 10 H <sub>100</sub>	10400	1730	1340	1300	1210	1150	1110	1160	1130	1130	1240
Сталь 45 H <sub>100</sub>	10600	8830	4880	4520	3370	3190	3140	3090	2990	3140	3090
Сталь У8 H <sub>100</sub>	15300	10500	8500	8500	8240	9330	7410	8240	8830	9750	9750
Сталь У13 H <sub>100</sub>	20060	8240	8240	6860	7720	8500	8500	8240	8830	8240	8500

Глубина слоя. Сталь 10: общая – 0,04 мм, карбидного – 0,02 мм; Сталь 45: общая – 0,1 мм, карбидного – 0,02 мм; Сталь У8: общая – 0,04 мм, карбидного – 0,02 мм; Сталь У13: карбидного – 0,02 мм.

### Вывод

Полученные результаты позволяют предположить следующий механизм формирования структуры поверхностного слоя при диффузионном хромировании. В начальный момент атомы хрома, адсорбируясь на поверхности изделия, взаимодействуют с атомами углерода металла, образуя карбиды. Уход атомов углерода из прилегающей к карбидам части металла ускоряет диффузию углерода из глубинных слоев. Новые атомы углерода легко диффундируют через слой образовавшихся карбидов и выходят на противоположную поверхность карбидного слоя, где взаимодействуют с атомами хрома, поступающими из порошковой смеси, образуя новую порцию карбидов, которые осаждаются уже на имеющемся слое карбидов.

Необходимо также отметить, что в исследовании было выявлено влияние закалки на строение диффузионного слоя карбидов. В стали 10 слой сохранялся сплошным, а в других исследованных сталях местами он разорван. Это указывает на то, что увеличение объема металла в результате закалки стали 10 было меньшим чем в других сталях, и поэтому не вызвало разрушение сплошного слоя карбидов.

### Литература

- 1 Зabloцкий В. К., Дьяченко Ю. Г. Износостойкие покрытия на поверхности режущего инструмента при насыщении В, Cr и Al. Сб. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. № 16 2004, с.66 – 71.
- 2 Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник / Под ред. Л.С. Ляховича. – М.: Металлургия, 1981. – 422 с.

УДК 621.9

**Мицьк А.В.**

ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ВИБРООБРАБОТКИ В КОНТЕЙНЕРАХ ОБЪЁМОМ 1000 ДМ<sup>3</sup> И БОЛЕЕ**

*The main technological parameters of vibration treatment process are determined, the methodology of experiments on estimation of there influence on the efficiency is described. The graphical interconnection of variable parameters of the technology and its efficiency at realization of the processing of the parts in vibration installations with containers of volume of 1000 dm<sup>3</sup> are established.*

Эффективность виброобработки, оцениваемая количественно весовым съёмом металла с единицы площади поверхности в единицу времени и качественно достигаемой шероховатостью поверхности, определяется влиянием технологических параметров, обеспечивающих энергетическое воздействие контейнера вибростанка на его содержимое, в виде рабочей среды, обрабатываемых изделий и других добавок [1, 2]. Импульсы, передаваемые контейнером, распространяются в его пространстве с учётом демпфирующих свойств среды, организуя циркуляцию потоков с эффектами взаимного давления и относительного перемещения гранул и изделий, что является основой микрорезания при виброобработке [3].

Существенное влияние на эффективность виброобработки оказывает сила и энергия взаимного давления гранул среды и обрабатываемых изделий при их относительном перемещении в циркуляционном движении содержимого контейнера. Возникающие давления и перемещения, формирующие технологический результат виброобработки, определяются амплитудой и частотой колебаний контейнера, а также размером и, связанной с ним, массой гранул среды [4].

Априорные результаты исследований процесса виброобработки получены на вибростанках с объёмом контейнеров до 100 дм<sup>3</sup>, что положено в основу промышленных технологий и оборудования с объёмом контейнера до 250 дм<sup>3</sup>, в которых обеспечивается оптимальный транспортирующий эффект, а именно вращательное движение всей загруженной среды с массой не более 500 кг. Это способствует активному перемешиванию изделий и гранулированной среды, а, следовательно, равномерной объёмной обработке всех поверхностей изделий [5].

Технологии виброобработки, реализуемые в контейнерах с указанными объёмами, используются в производстве мелко- и среднегабаритных изделий. Для обработки крупногабаритных изделий применение такого оборудования невозможно, из-за несоответствия размеров контейнера с размерами обрабатываемых изделий.

Пропорциональное увеличение контейнера до размеров крупногабаритных изделий требуемого результата не приносит, так как закономерности кинетики среды, а, следовательно, и эффективность контейнеров с «малыми» и «большими» объёмами не всегда соответствуют друг другу.

В отечественном машиностроении, наряду с отсутствием внедрения вибростанков с «большими» объёмами контейнеров, встречаются вибростанки с объёмом контейнеров 850, 1000 и даже 1200 дм<sup>3</sup>. Однако, ресурс такого оборудования на операциях виброшлифования крайне низкий даже при использовании в качестве рабочих сред, не отличающихся высокой эффективностью обработки, материалов с малым удельным весом, а это: фарфоровые шары, минералокерамика - на операциях виброшлифования; войлочные пыжи, деревянные кубики, обрезки кожи - на операциях виброполирования. Использование высокоэффективных сред, имеющих большой удельный вес, таких как бой шарошлифовальных кругов АН-2 ТУ 2-036-159-80 на операции виброшлифования и стальных шариков на операции виброполирования, приводит к значительному увеличению массы загрузки контейнера. Обеспечение колебаний такого контейнера с частотой и амплитудой, соответствующей экономически выгодному виброшлифованию и виброполированию, практически невозможно из-за отсутствия промышленных вибраторов, приводящих в движение значительные, до 5000 кг и более, массы загрузки контейнера.

В этой связи традиционный «U» - образный контейнер, форма которого приемлема для обработки крупногабаритных изделий, по размерам сопоставимым с продольными стенками контейнера, оснащён дополнительными рабочими поверхностями, то есть дефлектором рабочей среды в виде окружности [6], а впоследствии в виде эллиптического цилиндра, сечение которого в плоскости колебаний контейнера представлено эллипсом с расположенной вертикально большей осью, отношение которой к меньшей оси соответствовало отношению вертикальной и горизонтальной амплитуд колебания контейнера, то есть коэффициенту эллипсности траектории его движения. Объёмная, жёстко связанная с контейнером, и внутри незаполненная средой конструкция дефлектора, при сохранении допустимой ширины слоя среды, обеспечивающей эффективность и качество операций виброшлифования и виброполирования изделия в стабильно циркулирующих потоках гранул, на 30...40 % уменьшила общую колеблющуюся массу вибростанка, не приводя к технологическим и экономическим потерям обработки.

Модернизация контейнера с объёмом 1000 дм<sup>3</sup> позволила расширить технологические возможности виброобработки, дополнив её номенклатуру крупногабаритными изделиями, создав при этом возможность использования сред, как с малым, так и с большим удельным весом материала, и обеспечив долговременную работу вибростанка при его комплектации электромеханическими вибраторами промышленного типа.

Из сказанного очевидно, что процесс обработки на вибростанках с

контейнерами «больших» и «весьма больших» объёмов, применительно к крупногабаритным изделиям, размеры которых соизмеримы с размерами вертикальных продольных стенок контейнера, требует изучения. В этой связи проведены экспериментальные исследования по установлению эффективности виброобработки в зависимости от амплитуды и частоты колебаний контейнера вибростанка, а также размера гранул среды.

Методика выбиралась следующей. Объектом исследований принята технология виброшлифования в традиционном «U» - образном контейнере с рабочими поверхностями в виде его стенок и днища, а также в «U» - образном контейнере с дополнительными рабочими поверхностями в виде дефлектора рабочей среды. Геометрический объём контейнеров 1000 дм<sup>3</sup>.

Для исследований принимались цилиндрические образцы из стали 45 ГОСТ 1050-88, латуни ЛС-59 ГОСТ 15527-70, алюминия АЛ-9 ГОСТ 2685-75 с размерами: диаметр - 25 мм, высота - 50 мм. Предварительно образцы обрабатывались до получения шероховатости  $R_a = 0,32$  мкм со скруглением кромок до  $r = 2$  мм с целью исключения возможности повышенного съёма металла. При проведении экспериментов во всех случаях одновременно обрабатывались десять образцов, из условия оценки величины поля рассеивания весового съёма металла с обеспечением 90 % доверительного интервала по критерию Стьюдента.

Амплитуда колебаний контейнера 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0 мм; частота колебаний 16; 25; 34; 43; 52; 61; 70 Гц; время обработки 60 минут, рабочая среда - шаровидные гранулы диаметром 5, 15, 25, 35 мм, выполненными из технического фарфора ТУ 25-11-723-71. Объём загрузки контейнера 80 %. Жидкий компонент – 30 % раствор Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub>.

Полученные при полнофакторном эксперименте значения съёма металла позволили построить графические зависимости, свойственные для технологий в контейнерах с «большими» объёмами (рис. 1, 2, 3).

Сопоставляя, представленные параболой зависимости, полученные при обработке образцов из различных материалов, в интервале исследуемых амплитуд колебаний контейнера (рис. 1), можно отметить, что обработка стальных образцов в контейнере без дефлектора на амплитудах 1,0...2,5 мм сопровождается увеличением съёма металла, которое приближённо составляет 0,1 мг/ч·см<sup>2</sup> на каждый шаг амплитуды, равный 0,5 мм. При дальнейшем, от 2,5 до 4,0 мм, увеличении амплитуды тенденция роста съёма металла сохраняется, однако её интенсивность не стабильна, в виду наличия в центре контейнера зоны неактивной обработки с прерывной циркуляцией, сопровождающейся пониженным взаимным давлением и относительным перемещением демпфирующей среды и обрабатываемых образцов.

В контейнере с дефлектором описанный характер зависимости съёма металла от амплитуды колебаний остаётся неизменным, однако его пошаговое увеличение в интервале амплитуд 1,0...2,0 мм возрастает до 0,2 мг/ч·см<sup>2</sup> и далее, на амплитудах от 2,0 до 4,0 мм, сохраняет свою

величину. Такая стабильность съёма металла достигается динамическим воздействием дефлектора, передающего дополнительные импульсы среде, что исключает зоны неактивной обработки при организации непрерывного циркуляционного движения содержимого контейнера. Наличие дефлектора в контейнере повышает его эффективность в 1,2...1,7 раза.

Частота колебаний контейнера вибростанка также оказывает влияние на эффективность виброобработки. Исследование этого влияния для контейнеров объёмом 1000 дм<sup>3</sup> представлено параболическими зависимостями (рис. 2), где при увеличении частоты с 16 до 61 Гц съём металла возрастает, достигает максимума при частоте 57 Гц и при дальнейшем увеличении до 70 Гц начинает снижаться. Наибольшая интенсивность роста съёма металла наблюдается в интервале 16...25 Гц, в интервале 25...52 Гц она в 2 раза меньше, снижение съёма металла, проходящее от 57 до 70 Гц составляет 2...3 %. Наличие дефлектора в контейнере повышает его эффективность в 1,2...1,3 раза.

Влияние размера гранул среды на эффективность микрорезания в технологиях виброобработки, выполняемых в контейнерах объёмом 1000 дм<sup>3</sup>, характеризуется практически линейными зависимостями (рис. 3). Установлено, что при пошаговом увеличении размера гранул на 10 мм съём металла увеличивается на 0,8...1,3 мг/ч·см<sup>2</sup>. Наличие дефлектора в контейнере повышает его эффективность в 1,1...1,3 раза.

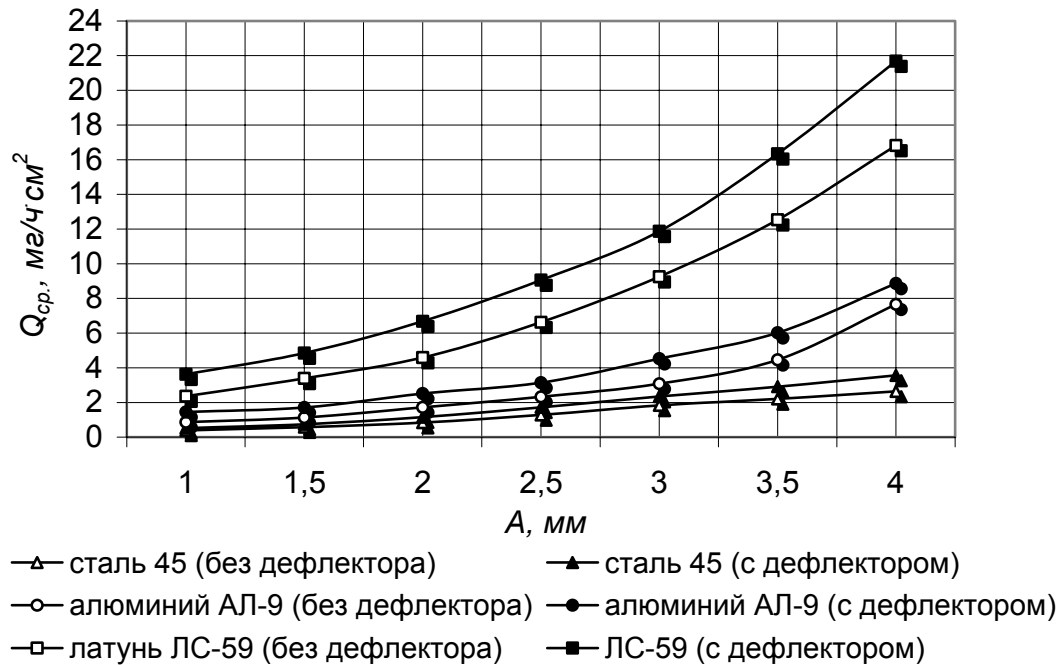


Рисунок 1 – Зависимость  $Q_{ср.}$  среднего съёма металла от  $A$  амплитуды колебаний контейнера вибростанка

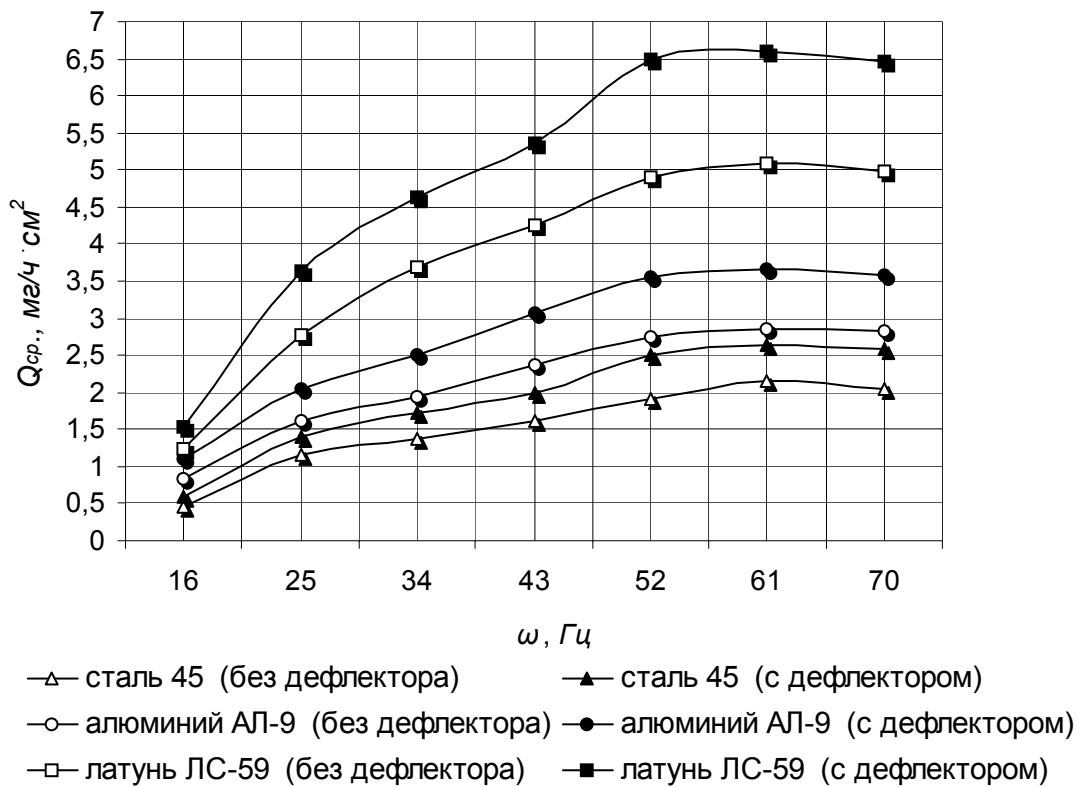


Рисунок 2 – Зависимость  $Q_{cp}$  среднего съёма металла от  $\omega$  частоты колебаний контейнера вибростанка

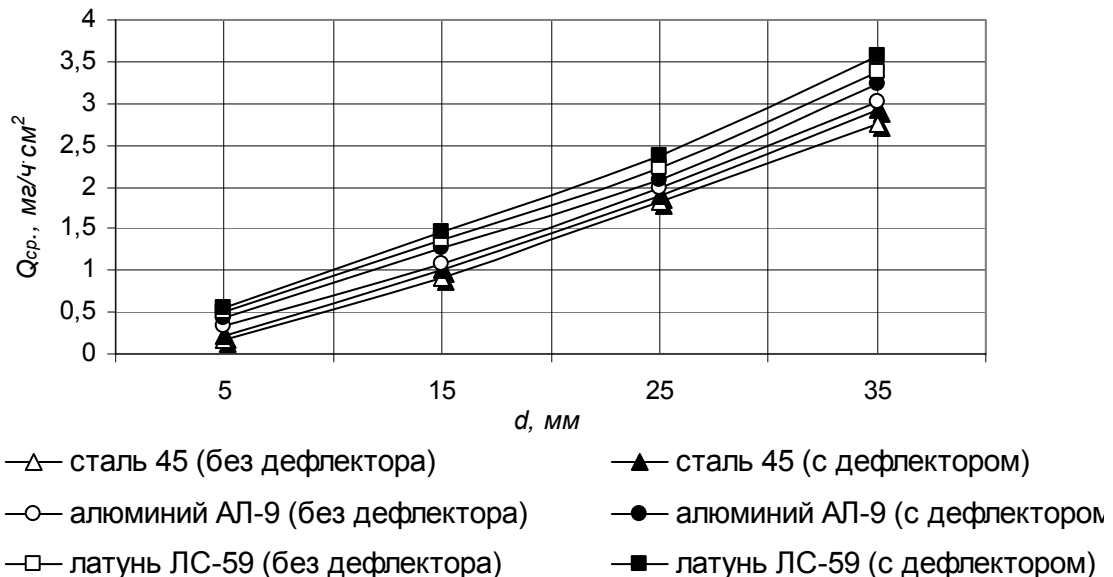


Рисунок 3 – Зависимость  $Q_{cp}$  среднего съёма металла от  $d$  размера гранул рабочей среды



Качественная оценка эффективности виброобработки в контейнерах 1000 дм<sup>3</sup> проводилась на операции виброшлифования изделия «решетка поворотная» исполнительного узла пищеперерабатывающей установки. Изделие с размерами 650×12×480 мм изготавливается из горячекатаного листа стали 45 ГОСТ 1050-88 с последующим улучшением и обработкой на металлорежущих станках. Анализ поверхности изделия после удаления окалины травлением показал наличие таких дефектов листа, как: отпечатки окалины (рис. 4 а); глубокая рябь (рис. 4 б); забоины и вмятины глубиной до 0,3...0,4 мм (рис. 4 в). Боковые плоскости изделия имели вид поверхности среза с рисками и шероховатостью Ra = 10...5 мкм (рис. 4 г). После виброшлифования и виброполирования на вибростанке с объемом контейнера 1000 дм<sup>3</sup>, шероховатость поверхности составила, соответственно, Ra = 1,25...0,63 мкм, Ra = 0,63...0,32 мкм, дефекты с размерами не более 0,2 мм удалены (рис. 5). Параметры техпроцессов выбирались экспериментально, их значения входят в размерные ряды методики обработки образцов. Контроль шероховатости производился профилографом-профилометром модели 201 завода «Калибр», анализ поверхности - сканированием её микрорельефа при ×50 кратном увеличении в отражённом свете под инструментальным микроскопом ВК 70×50 Carl Zeiss. Качество обработанной поверхности соответствовало требованиям технической документации на изделие.

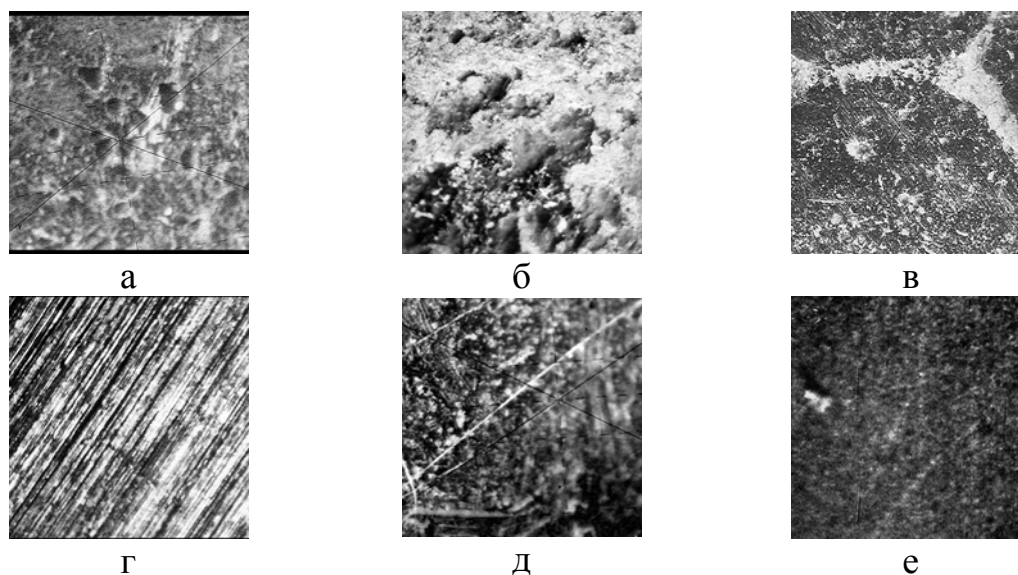


Рисунок 4 – Микрорельеф поверхности изделия до и после виброобработки  
а, б, в, г – поверхности до виброобработки; д – поверхность после виброшлифования; е  
– поверхность после виброполирования

Анализ зависимостей съёма металла при обработке образцов из различных материалов, а также качество поверхности, достигаемое в условиях устойчивых процессов виброшлифования и виброполирования

изделий в контейнере 1000 дм<sup>3</sup>, оснащённом дефлектором рабочей среды, даёт возможность сделать следующие выводы о влиянии технологических параметров процесса на эффективность виброобработки.

1. Увеличение амплитуды колебаний от 1 до 4 мм, повышающее силовое воздействие гранул среды на обрабатываемые поверхности, способствует повышению эффективности при обработке изделий из стали в 6,8 раз, из алюминия в 6,1 раз, из латуни в 5,9 раз.

2. Увеличение частоты колебаний от 16 до 57 и далее до 70 Гц, повышающее скорость относительного перемещения гранул и изделий в их циркуляционном движении, способствует первоначальному повышению эффективности при обработке изделий из стали в 4,4 раза, из алюминия в 3,3 раза, из латуни в 4,3 раза и дальнейшему снижению эффективности на 2...3 %.

3. Увеличение размера гранул среды от 5 до 35 мм, с одновременным увеличением их массы, повышает силовое воздействие гранул на обрабатываемые поверхности и способствует повышению эффективности при обработке изделий из стали в 12,9 раз, из алюминия в 7,6 раз, из латуни в 6,5 раз.

#### **Литература**

- 1 Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 1998. – 624 с.
- 2 Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах / Карташов И.Н., Шаинский М.Е. и др. – К.: Высшая школа, 1975. – 188 с.
- 3 Мицык А.В. Исследование взаимосвязи технологических параметров процесса и оборудования при виброобработке крупногабаритных сложнопрофильных изделий // Резание и инструмент в технологических системах. – 2004. – Вып. 67. – С. 105-111.
- 4 Міцик А.В. Класифікація виробів під час оптимізації та проектування технологій оброблення вільними абразивами у віброуючих контейнерах // Вісник нац. ун-ту «Львівська політехніка». Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні. - 2004. - № 515. - С. 37 - 41.
- 5 Наладка и эксплуатация станков для вибрационной обработки / А.П. Бабичев, Т.Н. Рысева и др. – М.: Машиностроение, 1988. – 64 с.
- 6 Мицык А.В. Вибростанок для отделочно-зачистной обработки крупногабаритных сложнопрофильных изделий // Материалы науч.-техн. семинара «Прогрессивные технологии в машиностроении и приборостроении». – Запорожье. – 2004. – С. 76-78.
- 7 Гончаревич И.Ф., Фролов К.В. Теория вибрационной техники и технологии. М.: Наука, 1981. – 320 с.

УДК 621.9

**Мишура Е.В.**

ДГМА, г. Краматорск

## **КОМПЛЕКСНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ ОПЕРАЦИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА ВАЛОВ**

*In article are considered main positions of the methods to complex optimization heavy turning operation on processing singletrees heavy rolling. It Is Offered mathematical model to technological operation механообработки, allowing settle the problems to optimization parameter to operations depending on requirements production.*

### **Введение**

Современный уровень развития тяжелого машиностроения требует системного подхода в решении задач технологической подготовки производства. Актуальность такого подхода определяется, прежде всего, тем, что технологический процесс является сложным комплексом связанных и взаимодействующих элементов – составляющих производственной системы.

Таким образом - основной задачей технолога, решаемой при проектировании технологического процесса, является выбор из многих технически возможных вариантов наиболее оптимального, причем оптимальным, в сложившихся условиях рыночных отношений, будет считаться такой процесс, от реализации которого предприятие сможет получить максимальный эффект – максимальную прибыль.

### **Основная часть**

Для достижения поставленной задачи предложено проводить исследование и оптимизацию комплекса параметров технологического процесса на основе использования методов нейросетевого программирования, позволяющих решать задачи широкого профиля, а также проводить обработку и оптимизацию трудноформализуемых параметров изделий.

Для этого был разработан критерий комплексной оптимизации технологических операций механообработки и предложена методика проектирования операций с учетом возможности их оптимизации по комплексному критерию.

Проведенные исследования базировались на реальных статистических данных тяжелой токарной обработки валков холодной прокатки, так как они представляют собой основу технологического процесса механообработки валков и составляют порядка 60% от всей доли механообрабатываемых операций.

Для проведения исследований был разработан единый методологический подход к оптимизации технологических операций по комплексному критерию (рис.1), включающему в себя такие частные критерии как максимальная производительность и прибыль, состоящий из следующих этапов:

1. Выявление факторов, влияющих на формирование комплексного критерия и установление их аналитической взаимосвязи.
2. На основе статистических данных и (или) экспертных оценок задание идентификационного множества для построения модели.
3. На основе идентификационной модели выполнение поиска значений весовых коэффициентов.
4. Определение значимости нормированных факторов и выявление приоритетов в оказании влияния.
5. На основе нормированных значений частных критериев определение весовых коэффициентов модели для комплексного критерия. (Уровни значимости частных критериев позволяют определять наиболее эффективные пути управления технологической операцией по схеме: комплексный критерий→частный критерий→фактор. Частным случаем будет являться использование суммы критериев с весовыми коэффициентами).
6. Проведение оптимизации выявленных факторов.
7. Разработка технологических рекомендаций по проектированию оптимальной технологической операции.

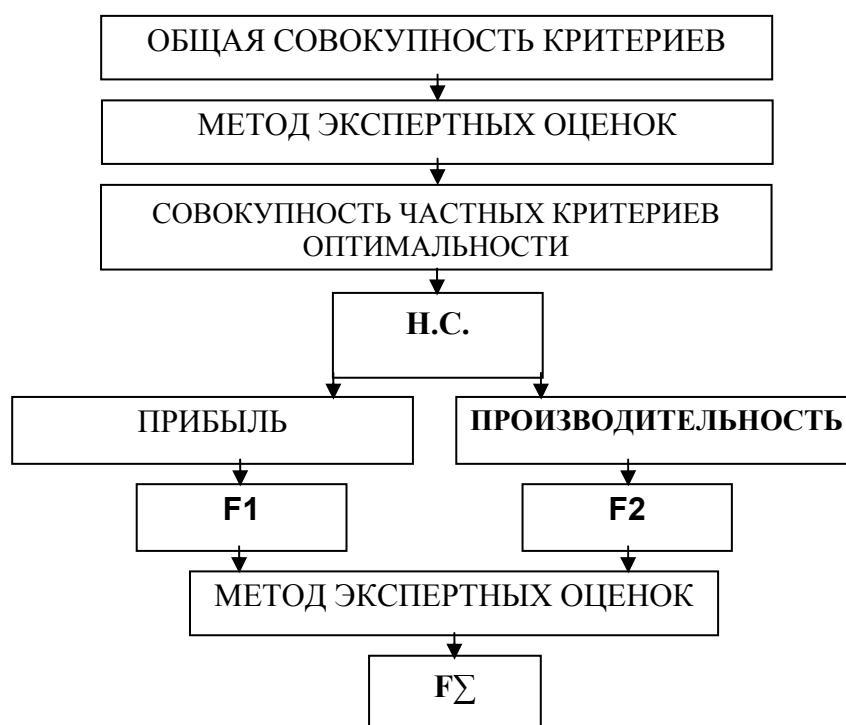


Рисунок 1 – основные этапы оптимизации технологической операции по комплексному критерию.

Необходимость применения в модели принципа структурной минимизации, позволила сформировать форму модели технологической операции механообработки валков холодной прокатки в виде 2-х мерной матрицы, по вертикали которой расположена нумерация строк, а по горизонтали – “шапка” формируемой модели с факторами ее составляющими. Таким образом, структура модели выглядит следующим образом: строки означают возможные переходы проектируемых технологических операций; столбцы – это числовые значения факторов, входящих в модель.

Предложено математическое описание модели на сетях с однородной структурой (1). Для проведения оптимизации технологического процесса механообработки выбрана программа – эмулятор сети с однородной структурой – NeroPro.

На основе реальных производственных данных тяжелой токарной обработки валков холодной прокатки была сформирована база данных, которая позволила обучить модель и определить погрешность исследования, которая вошла в диапазон от 5% до 10%.

$$\left\{ \begin{array}{l} Q_{\max} = \frac{1}{(t_x + t_e) + \frac{m_v}{m_v - 1} \times \frac{l_{px}}{s^{1-m_s m_v}} \left[ \frac{(m_v - 1) \sum_1^p l_{px} t_{cu}}{l_{px} C_T} \right]^{1/m_v}} \\ P_{\max} = K_{np} \frac{a_z}{a} \left[ (K_M + K_L) \left( \frac{\pi l d}{v s} + t_H \right) + \frac{\pi l d K_W}{A_3 v^{A_2+1} s^{A_4+1}} \right] \end{array} \right.$$

$$\sum C = K_1 * Q_{\max} + K_2 * P_{\max} \rightarrow \max \quad (1)$$

Проведенные исследования позволили выявить основные зависимости прибыли и производительности от параметров тяжелой токарной операции обработки валков.

Наиболее интересными, на наш взгляд, представляются полученные зависимости критериев технологической операции от режимов резания (рис.2), которые являются областями решений задачи оптимизации технологической операции и позволяют давать убедительные прогнозы относительно того, как изменятся производительность и получаемая прибыль при реализации данного технологического процесса.

### **Выводы**

С помощью разработанной методики решена конкретная производственная задача – произведена оптимизация технологического процесса механообработки валка холодной прокатки. Исследован комплексный критерий оптимизации технологических операций механообработки, который представляет собой совокупность частных критериев максимально охватывающих технологические, экономические и социальные аспекты технологической подготовки производства.

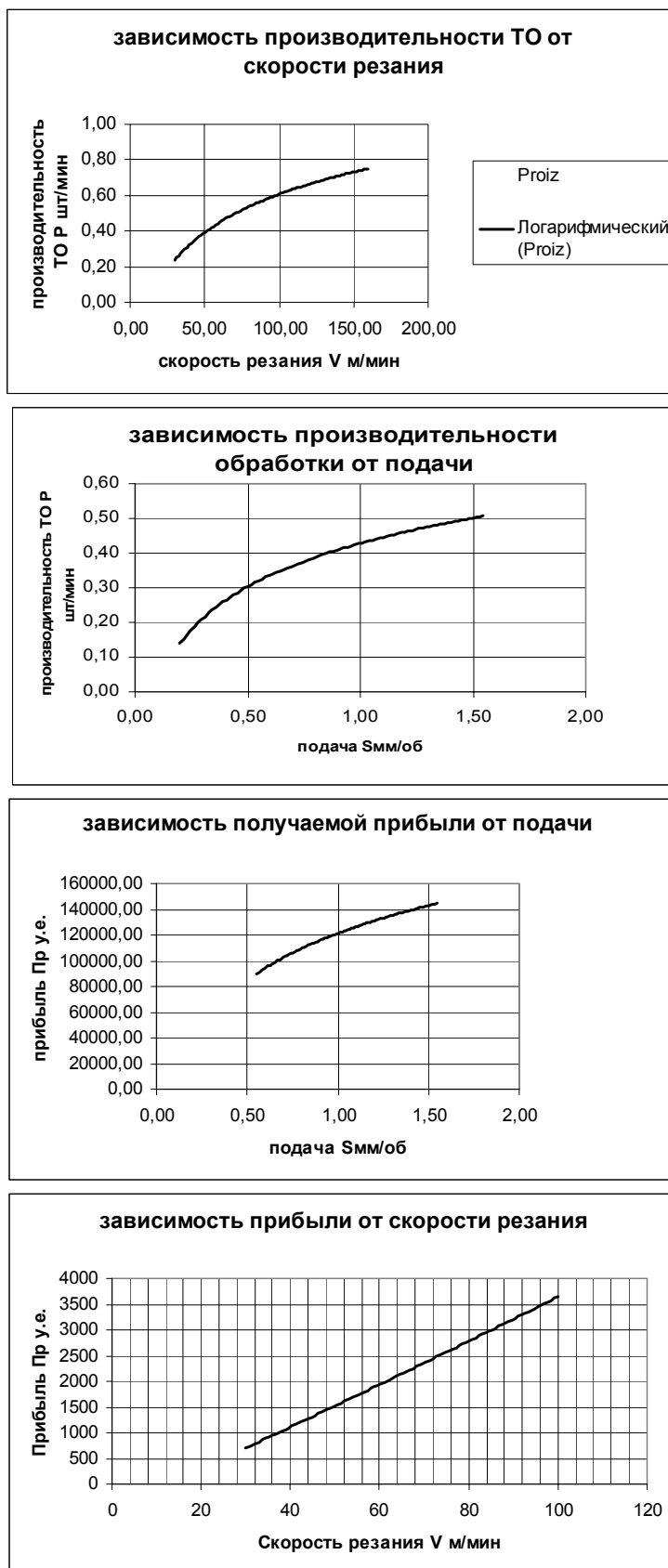


Рисунок 2 – зависимости производительности и прибыли тяжелой токарной операции обработки валков холодной прокатки от режимов резания

Был разработан единый методологический подход к проектированию оптимальных технологических операций по комплексному критерию, предложена структура модели технологической операции для реальных условий технологического эксперимента, описаны основные принципы обучения и работы модели технологической операции, а так же выбран программный аппарат исследования и сформулированы его основные отличительные особенности.

В работе исследовано влияние различных факторов на работу модели, получены сравнительные зависимости производительности и прибыли от исследуемых параметров технологического процесса, приведены их графические зависимости. Разработанная методика предложена для использования в реальных производственных условиях.

### **Литература**

- 1 Автоматизация проектирования технологических процессов в машиностроении / В.С. Корсаков, Н.М. Капустин, К.-Х. Темпельгоф, Х. Лихтенберг; Под общ. ред. Н.М. Капустина. – М.: Машиностроение, 1985. – 304 с., ил.
- 2 Горбань А.Н.. Обучение нейронных сетей. - М: СП Параграф, 1990.
- 3 Горбань А.Н., Россиев Д.А.. Нейронные сети на персональном компьютере. - Новосибирск. Наука, Сибирская издательская фирма РАН, 1996.
- 4 Никифоров А.Д., Бойцов В.В. «Инженерные методы обеспечения качества в машиностроении». - М.: Издательство стандартов, 1987. – 358 с.

## РАЗДЕЛ 5

### Моделирование и оптимизация элементов технологической системы

УДК 621. 941. 025

Матюха П.Г., Гриньов Ю.О.  
ДонНТУ, м. Донецьк, Україна

### МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ УМОВ ЗАКРІПЛЕННЯ ПОВОРОТНОЇ РОБОЧОЇ ЧАСТИНИ НА ДЕРЖАВЦІ УНІВЕРСАЛЬНО-ЗБІРНОГО РІЗЦЯ У ПРОЦЕСІ ОБРОБКИ

*The mathematical model of fastener assembly of the cutting part of a universal modular cutting tool with a rotary pad is described.*

#### **Вступ**

Використання універсально-збірних різців (УЗР) дозволяє підвищити гнучкість виробництва, скоротити металоємність систем токарних різців. Ефективність використання УЗР визначається міцністю закріплення робочої частини до державки, яка не повинна обмежувати режими різання. В зв'язку з цим визначення сил закріплення робочої частини до державки є актуальною задачею.

При дослідженні умов закріплення робочої частини до державки необхідно віддати перевагу використанню математичних моделей, які являють собою систему рівнянь, що описують рівновагу робочої частини на державці.

Відомо використання математичних моделей з метою пошуку оптимальних конструктивних параметрів елементів закріплення багатогранних непереточуваних пластин (БНП) на державці [1], дослідження умов закріплення робочої частини на державці УЗР під час складання [2], а також визначення технологічних можливостей розточувальних різців [3]. Дослідження умов закріплення поворотної робочої частини на державці УЗР під час оброблення в літературі відсутні.

Метою статті є визначення сил закріплення поворотної робочої частини з урахуванням сил, які діють під час обробки.

#### **Основна частина**

Розглянемо схему навантаження робочої частини УЗР силами різання та закріплення (рис.1).

На багатогранну непереточувану пластину 1 діють складові сили різання  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$ . На підкладку 2 діє сила  $Q_{ш}$ , що створюється штифтом 3 у результаті затягнення гайки 4, а також складова сили закріплення  $W_3$ , що створюється затискним елементом 5 у результаті загвинчування гвинта 6 з силою  $Q_6$ .

Рівнодіюча  $P_N$  складових сили різання  $P_x$  та  $P_y$  створює момент  $M_{пр}$ , що намагається повернути робочу частину відносно державки 7. Йому протидіє момент від сил тертя, який обумовлений реактивними силами, що виникають у місцях контакту поворотної робочої частини зі штифтом, державкою та затискним елементом.



Розглянемо умови рівноваги робочої частини на державці при наступних припущеннях:

- система є абсолютно жорсткою;
- жорсткість пружного елемента поворотної підкладки у напрямку дії горизонтальної складової сили закріплення  $W_3$  не враховується;
- зміна сили різання, що викликана автоколиваннями не враховується;
- контакт опорної поверхні підкладки з поверхнею державки та буртика штифта з підкладкою здійснюється за трьома точками, які розташовані на колах з відповідними радіусами та створюють вписані правильні трикутники.

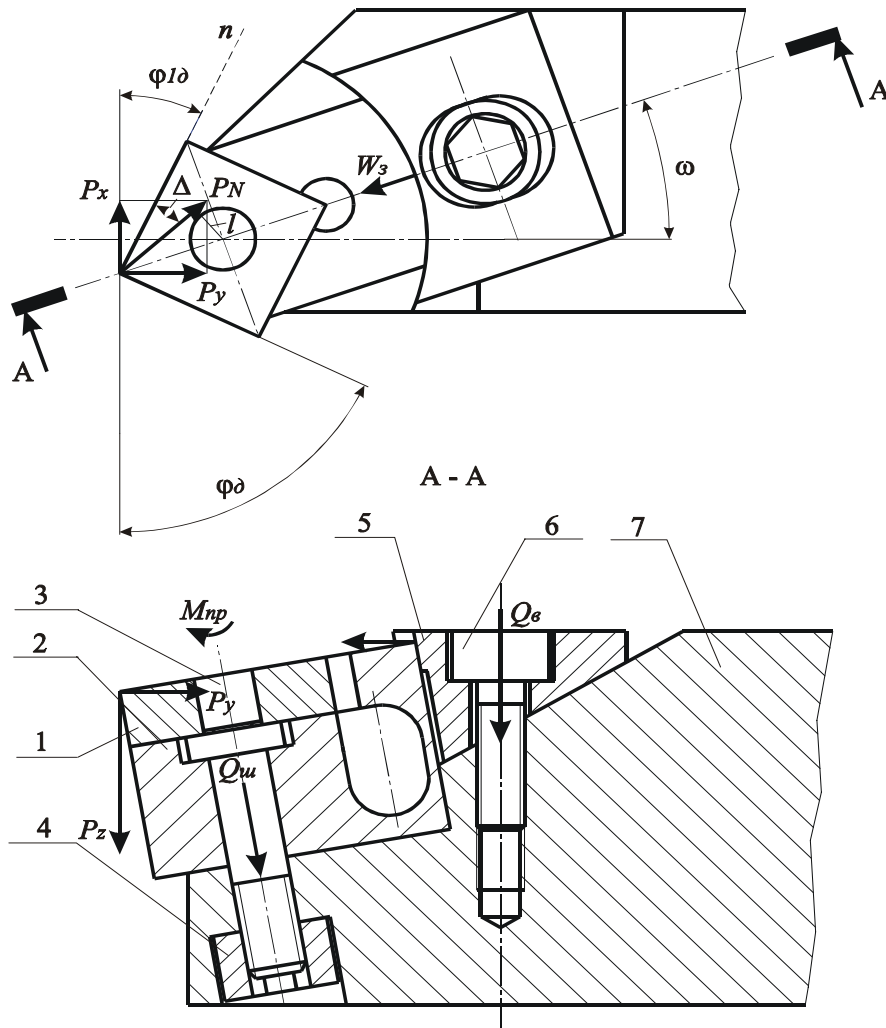


Рисунок 1 - Схема навантаження робочої частини УЗР під час оброблення

Послідовно розглянемо умови рівноваги БНП, поворотної підкладки з БНП в цілому та штифта (рис. 2 а, б, в).

Умови рівноваги у площині ZOY для багатогранної неперточуваної пластини, поворотної підкладки з БНП та штифта:

$$\begin{cases} \sum P_{yi} = 0; & (1) \\ \sum P_{zi} = 0; & (2) \\ \sum M_{Ai} = 0, & (3) \end{cases}$$

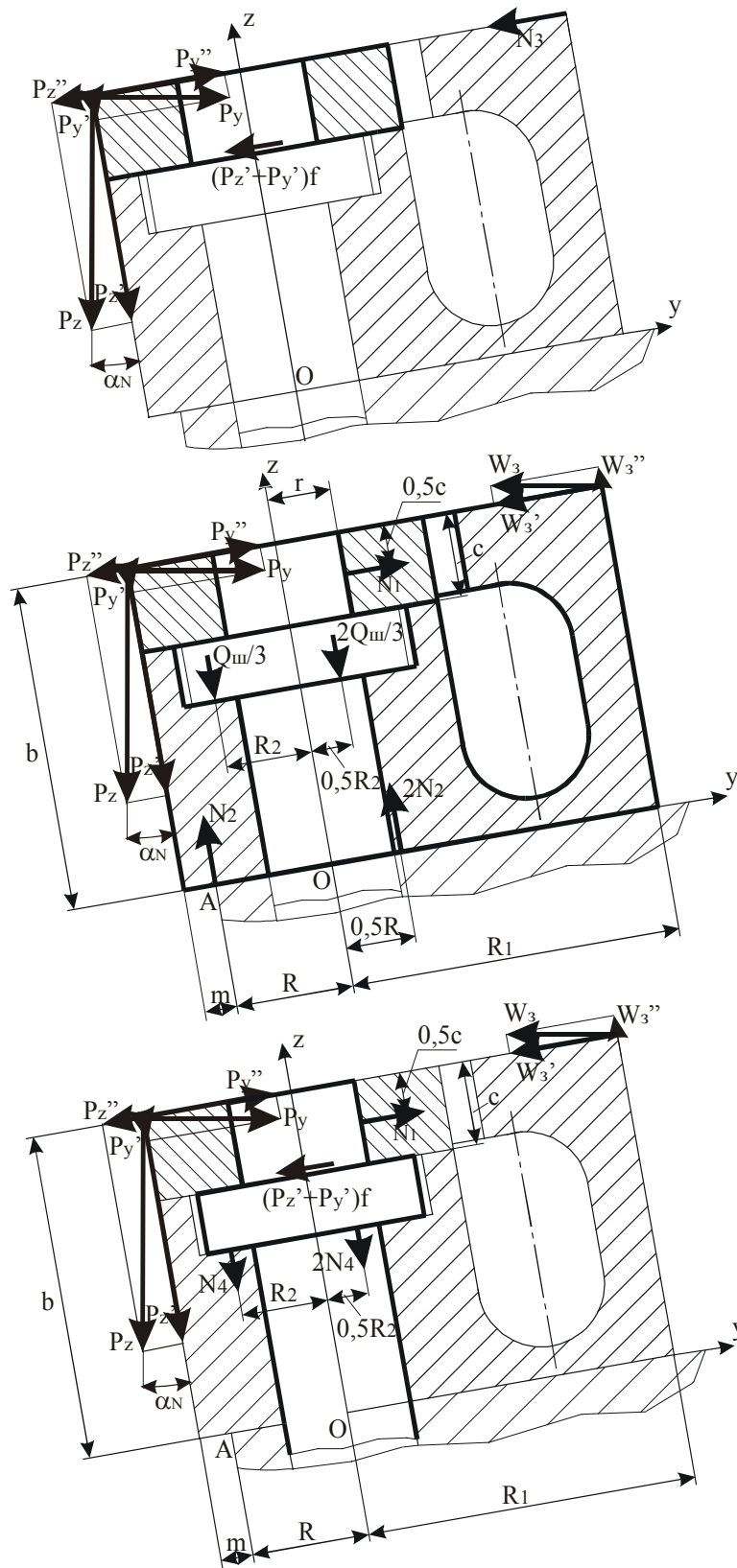


Рисунок 2. Схеми дії активних та реактивних сил на:  
 а – різальну пластину;  
 б – поворотну підкладку з БНП в цілому;  
 в - штифт

а для затискного елемента (рис. 3):

$$\begin{cases} \sum P_{yi} = 0; & (4) \\ \sum P_{zi} = 0; & (5) \end{cases}$$

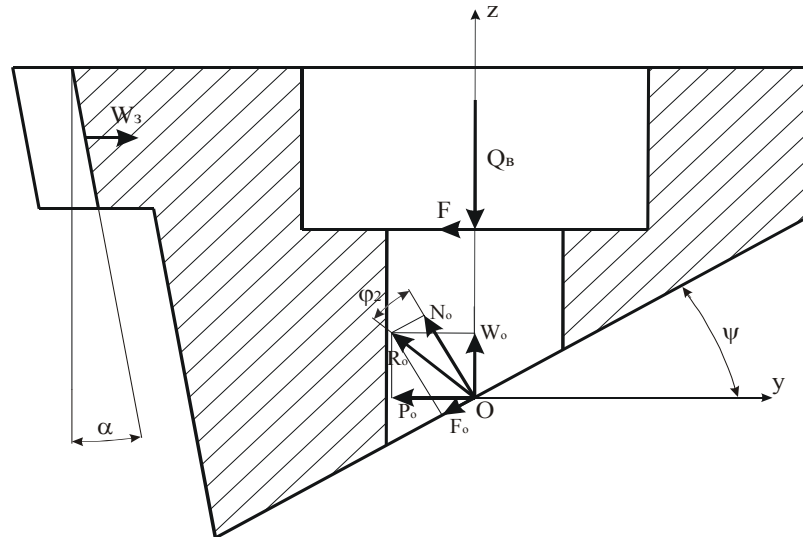


Рисунок 3 - Схема дії активних та реактивних сил на затискний елемент

У відповідності з рисунками 2, б та 2, в, рівняння (1) – (3) відповідно приймуть вигляд:

$$P_y'' - P_z'' + N_1 - W_3' - (P_y' + P_z')f = 0; \quad (6)$$

$$3N_2 - P_z' - P_y' + W_3'' - Q_{uu} = 0; \quad (7)$$

$$(P_y'' - P_z''b - W_3')b - (P_z' + P_y')m - W_3''(0,5d + R_1) + N_4(1,5d) = 0. \quad (8)$$

Члени, що входять у рівняння (6) – (8), визначаються по наступним залежностям.

Значення складових  $P_y', P_y'', P_z', P_z''$  розраховуються за формулами:

$$P_z' = P_z \cos \gamma_{np};$$

$$P_z'' = P_z \sin \gamma_{np} \cos \omega;$$

$$P_y' = P_y \sin \gamma_{np};$$

$$P_y'' = P_y \cos \gamma_{np} \cos \omega,$$

де  $\gamma_{np}$  – передній кут у повздовжній січній площині, градуси  $\omega$  - кут повороту робочої частини відносно базового положення, градуси.

У свою чергу, складові сили різання  $P_z, P_y, P_x$  визначаються за емпіричними залежностями [4]:

$$P_z = 10C_{p_z} t^{x_{pz}} s^{y_{pz}} V^{n_z} K_{p_z};$$

$$P_y = 10C_{p_y} t^{x_{py}} s^{y_{py}} V^{n_y} K_{p_y};$$

$$P_x = 10C_{p_x} t^{x_{px}} s^{y_{px}} V^{n_x} K_{p_x},$$

де  $t, s, V$  – відповідно, глибина різання, мм; подача, мм/об; швидкість різання, м/хв;

$x, y, n$  – показники ступеню при режимах різання

$C_p$  – коефіцієнт, що враховує умови обробки

$K_p$  – поправковий коефіцієнт.

Передній кут у повздовжній січній площині визначаємо за формулою

$$\operatorname{tg} \gamma_{np} = -\sin \varphi \operatorname{tg} \lambda - \cos \varphi \operatorname{tg} \alpha_N \operatorname{sec} \lambda,$$

де  $\varphi$  - головний кут у плані у базовому положенні БНП;  $\lambda$  - базовий кут нахилу головної ріжучої кромки;  $\alpha_N$  – головний задній кут у січній площині, яка перпендикулярна головній ріжучій кромці.

Складові сили закріплення, які створюються затискним елементом під час складання:

$$W_3' = W_3 \cos \alpha_N \cos(\xi - (\varphi_\delta - 90^\circ + 0,5\varepsilon));$$

$$W_3'' = W_3 \sin \alpha_N,$$

де  $\varphi_\delta$  – головний кут у плані, який встановлено поворотом ріжучої частини;  $\xi$  - кут між повздовжньою віссю державки і повздовжньою віссю затискного елемента;  $\varepsilon$  - кут при вершині БНП.

У свою чергу сила закріплення затискним елементом  $W_3$ , дорівнює

$$W_3 = \frac{Q_6 [1 - f \operatorname{ctg}(\psi - \varphi_2)]}{[1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3) \operatorname{tg} \alpha] \operatorname{ctg}(\psi - \varphi_2) + \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3)}.$$

де  $Q_6$  – сила затягування гвинта під час складання;  $\psi$  - кут скосу державки під затискний елемент;  $\varphi_2$  и  $\varphi_3$  – кути тертя.

Із рівняння (6) маємо

$$N_1 = P_z'' - P_y'' + W_3' + (P_y' + P_z') f; \quad (9)$$

при цьому якщо  $(P_y' + P_z') f > (P_y'' - P_z'')$ , то  $(P_y' + P_z') f = (P_y'' - P_z'')$ .

Реакції  $N_2$  знайдемо з рівняння (7)

$$N_2 = \frac{P_z' + P_y' - W_3'' + Q_{ш}}{3}, \quad (10)$$

де  $Q_{ш}$  – сила закріплення поворотної підкладки, що створюється штифтом під час складання.

Якщо при вирішенні рівняння (10) реакції  $N_2$  негативні, то їх значення приймаємо такими, що дорівнюють нулю.

Реакції  $N_4$  знайдемо із рівняння (8)

$$N_4 = \frac{-(P_y'' - P_z''b - W_3')b + (P_z' + P_y')m + W_3''(0,5d + R_1)}{1,5d}. \quad (11)$$

Якщо реакції  $N_4$  є негативні, то їх значення приймаємо рівними нулю.

За допомогою рівнянь рівноваги затискного елемента (4) та (5) (рис. 3) визначимо зусилля  $N_5$  у стрижні гвинта, яке виникає при різанні:

$$\sum P_{zi} = 0; \quad W_o - N_5 = 0; \quad (12)$$

$$\sum P_{yi} = 0; \quad N_3 - P_o - F = 0, \quad (13)$$

де  $P_o$  та  $W_o$  – горизонтальна та вертикальна складові реакції  $R_o$ .

Складову  $W_o$  представимо в наступному вигляді

$$W_o = \frac{P_o}{\operatorname{tg}(\psi + \varphi_2)}. \quad (14)$$

Із рівняння (13) знайдемо складову  $P_o$

$$P_o = N_3 - F. \quad (15)$$

Сила  $F$  дорівнює

$$F = Q_{\epsilon} f. \quad (16)$$

Якщо складова  $P_o$  негативна, то приймаємо її рівною нулю.

Підставимо (14) – (16) в (12) і розв'яжемо відносно  $N_5$ :

$$\begin{aligned} \frac{N_3 - Q_{\epsilon} f}{\operatorname{tg}(\psi + \varphi_2)} - N_5 &= 0; \\ N_5 &= \frac{N_3 - Q_{\epsilon} f}{\operatorname{tg}(\psi + \varphi_2)}. \end{aligned} \quad (17)$$

Величина зусилля  $N_5$  обмежена міцністю гвинта на розтягування.

Припустиме зусилля у стрижні гвинта визначається за формулою

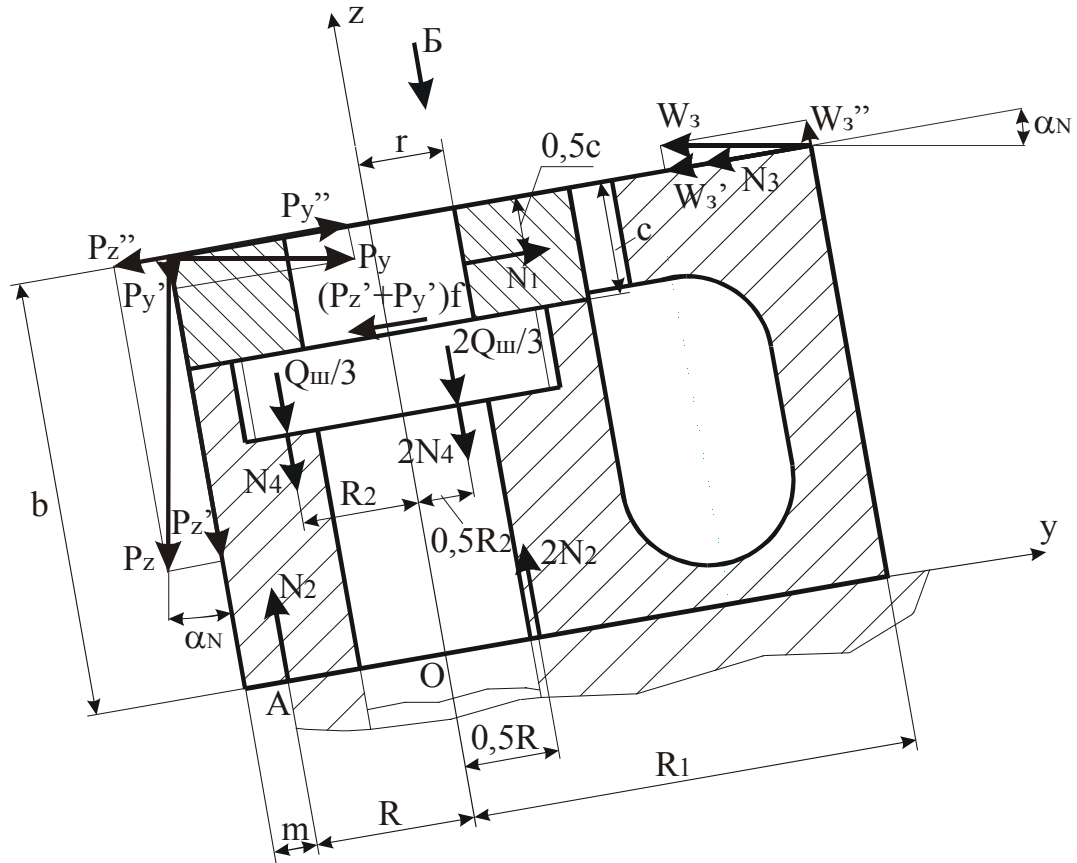
$$Q_{\epsilon.d.} = \frac{\pi d_{1\epsilon}^2 [\sigma_p]}{4},$$

де  $d_{1\epsilon}$  – внутрішній діаметр різьби гвинта;  $[\sigma_p]$  – припустиме значення напруження на розтягування.

Якщо сума сили затягання гвинта  $Q_{\epsilon}$  та зусилля  $N_5$  перевищать припустиме зусилля в стрижні гвинта, то режими, що викликали ці зусилля є обмежуючими.

Знаючи величини реактивних сил, які виникли під час складання та різання, визначимо момент сил тертя  $M_{mp}$ , що утримує робочу частину на державці й протидіє моменту  $M_{np}$  від сили різання, який намагається її повернути. Для цього розглянемо умову рівноваги робочої частини у площині ХОУ (рис. 4).

Умова рівноваги



Вид Б

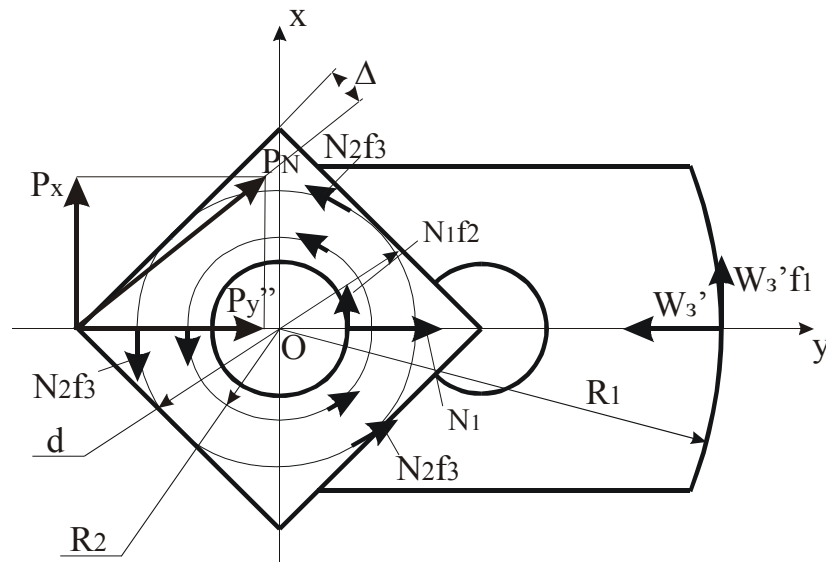


Рисунок 4 - Схема дії активних та реактивних сил на поворотну робочу частину різця під час оброблення

$$M_{np} - M_{mp} = 0. \quad (18)$$

Після підстановки значень реакцій та сил закріплення, момент сил тертя буде дорівнювати (див. рис. 4)

$$M_{np} = 1,5N_2fd + R_2f(Q_{uu} + 3N_4) + N_1fr + R_1f(W_3' + N_3).$$

Тоді рівняння (18) прийме вигляд

$$M_{np} - 1,5N_2fd + R_2f(Q_{uu} + 3N_4) + N_1fr + R_1f(W_3' + N_3) = 0, \quad (19)$$

де  $d$  діаметр кола з радіусом  $R$ , на якому розташовані реакції  $N_2$ ;

$R_1$  – радіус циліндричної поверхні поворотної підкладки;

$R_2$  – радіус кола, на якому розташовані реакції  $N_4$ .

Величина моменту  $M_{np}$  залежить від кутів у плані  $\varphi_\delta$  та  $\varphi_{1\delta}$  (див. рис. 1), так як при різних значеннях кутів  $\varphi_\delta$  и  $\varphi_{1\delta}$  буде різним плече  $l$  прикладення сили  $P_N$ .

$$\varphi_\delta = \varphi + \omega;$$

$$\varphi_{1\delta} = \varphi_1 - \omega,$$

де  $\varphi$ ,  $\varphi_1$  – головний та допоміжний кути у плані у базовому положенні;  $\omega$  – кут повороту підкладки відносно базового положення.

Момент  $M_{np}$  визначається за формулою (див. рис. 1)

$$M_{np} = P_N l, \quad (20)$$

а сила  $P_N$  – за формулою

$$P_N = \sqrt{P_x^2 + (P_y \cos \gamma_{np})^2}. \quad (21)$$

З метою спрощення розрахунків приймемо припущення, що рівнодіюча складових сили різання прикладена до вершини ріжучої пластини. Тоді плече прикладення сили  $P_N$ :

$$l = (0,5d + m) \sin(\varphi - \Delta). \quad (22)$$

Згідно роботі [5] кут  $\Delta$ , що визначає відхилення результуючої  $P_N$  від нормалі до головної ріжучої кромки, розраховується за формулою

$$\operatorname{tg} \Delta = \frac{\sin(\varphi + \varphi_1)}{N + \cos(\varphi + \varphi_1)}, \quad (23)$$

Значення  $N$  знайдемо за формулою

$$N = \frac{t \sin(\varphi + \varphi_1)}{S \sin^2 \varphi}. \quad (24)$$

Тут  $\varphi$  - головний кут у плані;  $\varphi_1$  – допоміжний кут у плані;  $S$  – подача;  $t$  – глибина різання.

Підставляючи (21) та (22) у (20), з урахуванням (23) та (24), для різця з квадратною БНП, отримаємо

$$M_{np} = \sqrt{P_x^2 + (P_y \cos \gamma_{np})^2} (0,5d + m) \sin \left[ \varphi - \operatorname{arctg} \left( \frac{\sin 2\varphi}{\frac{t \sin 2\varphi}{S \sin^2(\varphi + \omega)} + \cos 2\varphi} \right) \right]. \quad (25)$$

При визначенні обмежуючих режимів одним з обмежень є зрізування головки штифта. Для запобігання зрізування головки штифта необхідно виконання умови

$$N_1 < \frac{\pi d_z^2 [\tau_{cp}]}{4}, \quad (26)$$

де  $d_z$  – діаметр шийки головки штифта;  $[\tau_{cp}]$  – припустима величина дотичного напруження матеріалу штифта на зріз.

Аналогічно, на обмеження режимів обробки впливає і міцність штифта на розрив, яка є лімітуючою, в порівнянні з міцністю різьби штифта на зрізування та міцністю буртика штифта на зминання.

Міцність штифта на розривання дорівнює

$$Q_{ш.д.} = \frac{\pi d_{ш}^2 [\sigma_p]}{4}, \quad (27)$$

де  $d_{ш}$  – внутрішній діаметр різьби штифта;  $[\sigma_p]$  – припустиме напруження матеріалу штифта при розтягуванні.

Для нормальної роботи вузла кріплення робочої частини до державки різця необхідно, щоб виконувалася умова

$$Q_{ш.д.} > Q_{ш} + 3N_4. \quad (28)$$

Для дослідження умов закріплення поворотної робочої частини на державці УЗР за допомогою запропонованої математичної моделі розроблено програму для ПЕОМ.

### **Висновок**

Запропонована математична модель дозволяє без виконання трудомістких експериментів визначити діапазони подач та глибин різання, при яких може ефективно використовуватися універсально-збірний різець з поворотною робочою частиною.

### **Література**

- 1 Круглов Е.И., Игнатенко Ю.В., Андрейчиков О.С. Повышение надежности и долговечности резцов со сменными механически закрепляемыми пластинами //Проблемы повышения качества, надежности и долговечности машин: Сб. науч. тр. – Брянск: БИТМ, 1989. – С. 141 – 148.
- 2 Матюха П.Г. Гринёв Ю.А. Исследование условий закрепления поворотной подкладки с режущей пластиной на державке универсально-сборного резца //Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10 – С. 131-137.
- 3 Савенков В.А., Матюха П.Г. Система расточных резцов для обработки отверстий диаметром 70 – 100 мм /Современные металлорежущие системы машиностроения// Материалы 3-й Всеукраинской студенческой конференции. Выпуск 4-й. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – С. 141 – 145
- 4 Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т.2/ Под. ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп.- М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
- 5 Каплий Н.И., Федюкин В.Ф., Матюха П.Г. и др. Универсально-сборные резцы с поворотной-резцовой головкой. /Технология, организация и механизация механосборочного производства. - Москва : НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1974. – С. 7-11.



УДК658.5: 519.8

**Гузенко В.С., Мироненко Е.В., Коткин Г.Г.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина; МГТУ «СТАНКИН», г. Москва, Россия

## **АЛГЕБРАИЧЕСКАЯ НЕЗАВИСИМОСТЬ ЗНАЧЕНИЙ ФУНКЦИЙ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ МЕХАНООБРАБОТКИ.**

*In work a number of the new facts is established, and also shorter proofs of already known facts about algebraic independence of values of some E-functions are spent.*

### **Введение**

При моделировании процесса механообработки важную роль играет полнота набора и свойства используемых функций. Ряд известных фактов устанавливает условия алгебраической независимости набора функций  $C(z)$ . На их основе устанавливается алгебраическая независимость значений этих функций.

Один из основных результатов, позволяющий исследовать алгебраическую независимость значений функций, известен как вторая основная теорема, см. [1], и состоит в следующем.

Теорема 1. Пусть совокупность  $E$ -функций  $f_1(z), \dots, f_m(z)$  составляет решение системы

$$y_k' = Q_{ko} + \sum_{i=1}^m Q_{ki} y_i, k = 1, \dots, m, Q_{ki} \in C(z), \quad (1)$$

и алгебраически независима над  $C(z)$ ,  $\zeta \in A$  множеству алгебраических чисел,  $\zeta A(\zeta) \neq 0$ .

Тогда числа  $f_1(\zeta), \dots, f_m(\zeta)$  алгебраически независимы.

Здесь  $C(z)$  – поле рациональных функций над  $C$ , наименьшее общее кратное  $Q_{k\delta}(z)$ ,  $T(z)$  – т.е.  $T(z) Q_{ki}(z) \in$  (здесь и далее «принадлежит»)  $C[z]$  – кольцу многочленов над  $C$ ,  $i = 0, 1, \dots, m$ .

В работе устанавливается ряд новых фактов, а также проводятся более короткие доказательства уже известных фактов об алгебраической независимости значений некоторых  $E$ -функций.

### **Основная часть**

Аналитическая функция  $f_{(z)} = \sum_{n=0}^{\infty} C_n \frac{z^n}{n!}$  называется  $E$  – функцией, если:

1)  $C_n \in K$  – алгебраическому полю,  $n = 0, 1, 2, \dots$ ;

2)  $\forall \varepsilon > 0 \left| \overline{C}_n \right| = O(n^{\varepsilon}), n \rightarrow \infty$ ,

где  $\left| \overline{C}_n \right| = \max_{1 \leq k \leq p} |C_{nk}|$  размер алгебраического числа,  $C_{nk}$ ,  $k=1, \dots, p$  – сопряженных с  $C_n$  числа;

3)  $\exists q_n \in N \quad q_n C_k \in Z_k$  - множеству целых чисел поле  $K, k = 0, 1, \dots, n, n = 1, 2, \dots;$

$$q_n = 0(n^{\varepsilon n}), n \rightarrow \infty,$$

*Предложение 1.*

$E$  – функции  $f_1(z), \dots, f_m(z), m \geq 3 (m \geq 2)$  удовлетворяют однородной (при  $Q_{ko} \equiv 0$ ) системе (1) (неоднородной системе (1)) и имеют степень однородной трансцендентности над  $C(z)$  равную 1,

$$\deg tr_{c(z)}^o \{f_1(z), \dots, f_m(z)\} = l \in [2, m-1]$$

(степень трансцендентности

$\deg tr_{c(z)} \{f_1(z), \dots, f_m(z)\} = l \in [1, m-1]; f_1(z), \dots, f_c(z)$  однородно алгебраически независимы над  $C(z)$ ;

$$A_k(z) f_m^{Xmk}(z) \dots f_{t+1}^{Xt+1,k}(z), t \in [1, l], k = 1, \dots, Y, A_k(z) \in C[z], \quad (2)$$

- множество старших членов совокупности однородных (произвольных) полиномиальных уравнений функций над  $C(z); \zeta \in A, \zeta T(\zeta) A_t(\zeta), \dots, A_v(\zeta) \neq 0$ . Точка  $f_1(\zeta), \dots, f_t(\zeta)$  – однородно алгебраически независимы (теорема 15 гл. 4[1], стр. 179).

*Доказательство.*

Пусть

$$\sum C_{k_1 \dots k_t} f_1^{k_1}(\zeta) \dots f_t^{k_t}(\zeta) = 0. \quad (3)$$

Умножаем на  $f_1^{\tilde{k}_1}(\zeta) \dots f_m^{\tilde{k}_m}$  так, чтобы для всех  $i \quad k_i + \tilde{k}_i \in X_{ik}$  множество базисных элементов  $f_1^{k_1}(\zeta) \dots f_m^{k_m}(\zeta)$ , которые при больших  $N$  имеет порядок  $N^{t-1}$ , необходимо имеет высшие порядки в степенях  $k_1, \dots, k_t$ , так как они не ограничены в (2). Все эти базисные элементы (за исключением конечного числа не зависящего от  $N$ ).

Каждый связан с дополнительным независимым уравнением (3) и элемент  $f_1^{N_1}(\zeta), \dots, f_t^{N_t}(\zeta)$  при больших  $N_1, \dots, N_t$  уже не является базисным. Число оставшихся базисных элементов по построению имеет порядок  $N^{t-2}$ , но по лемме 3 гл. 4 [1] должно иметь порядок  $N^{t-1}/h, (h - \text{степень поля})$ .

Для  $E$  – функций  $f_1(z), \dots, f_m(z)$  удовлетворяющих (1) при  $Q_{ko} \equiv 0$  ранга  $\xi$  над полем  $C(z), \tau \in [0, m]; \zeta \in K = Q(\theta)$  (поле порождается рациональными функциями от  $\theta \in A$ ),  $T(\zeta) \neq 0$ ;

Степенью поля  $K$  над множеством рациональных чисел  $h = [k:Q]$  ранг  $\rho$  множества чисел  $f_1(\zeta), \dots, f_m(\zeta)$  под полем  $K \rho \geq \tau/h$ , а если  $\theta \notin R$ , то  $\rho \geq 2\tau/h$ .

При доказательстве предложения 1 необходимо рассматривать здесь вместо функций  $f_i(z)$  функции  $F_i(z) = f_1^{k_1}(z) \dots f_m^{k_m}(z)$  также удовлетворяющие некоторой однородной системе вида (1).

*Предложение 2.*

Пусть  $m \geq 1$  и  $\text{deg } t \tau \{f_1, \dots, f_m\} = \ell \in [1, m]$  ( $\text{deg } t \tau \{f_1, \dots, f_m\} = \ell \in [0, m]$ ). Тогда  $\exists \alpha_k \in \mathcal{Q}, k = 0, \dots, \ell - 1, \alpha_{\ell-1} \neq 0$  ( $\beta_k \in \mathcal{Q}, k = 0, \dots, \ell, \beta_\ell \neq 0$ ) такие, что число базисных элементов  $f_1^{k_1} \dots f_m^{k_m}$  в однородном случае  $\tau_{N,m,l}^0 = \sum_{k=0}^{\ell-1} \alpha_k N^k$ , а в неоднородном  $\tau_{N,m,l} = \sum_{k=0}^{\ell} \beta_k N^k$  (теорема 13 гл. 4 [1]).

*Доказательство.*

По условию все сочетания по  $e+1$  элементов связаны:

$$\sum c_{k_{i_1}, \dots, k_{i_{e+1}}}^\tau f_{i_1}^{k_{i_1}} \dots f_{i_{e+1}}^{k_{i_{e+1}}} = 0, \tau = 1, \dots, (e^m + 1). \quad (4)$$

Для каждого сочетания достаточно рассматривать одно уравнение с минимальным максимальным (при лексикографическом упорядочении степеней) членом

$$f_{i_1, \tau}^{k_{i_1}, \tau} \dots f_{i_{e+1}, \tau}^{k_{i_{e+1}}, \tau} c_{k_{i_1}, \tau \dots k_{i_{e+1}}, \tau}^\tau \quad (5)$$

Элемент  $F_j = f_1^{k_1} \dots f_m^{k_m}$  является базисным, если

$$\forall \bar{k}_{i_1, \tau}, \dots, \bar{k}_{i_{e+1}, \tau} \exists j \bar{k}_{i_j, \tau} \succ k_{i_j} \quad (j \in \{1, \dots, e+1\}), \quad (6)$$

т.е. для каждого члена (5) найдется номер (место)  $i_j$ , для которого выполняется (6). Каждый базисный элемент  $F_j$  должен быть с необходимостью ограничен в  $m$ -е степенях  $k_i$ , в то время как остальные  $e$  степеней  $k_i$  могут быть сколь угодно велики, так как их нельзя понизить с помощью уравнений (4). Для фиксированного набора  $m$ -е степеней  $(k_{i_1}, \dots, k_{i_{m-e}})$  распределяем

$e^m + 1$  наборов в (4) по  $m$ -е местом, так что за  $i_j$  местом закреплены наборы  $\tau \in k_{i_j}$ . Для этого места определяем  $\bar{k}_{i_j} = \min \bar{k}_{i_j, \tau}$ , служащее верхней границей степени  $\tau \in k_{i_j}$  для  $i_j$  места. Число различных систем  $(k_2, \dots, k_m), k_i \in N \cup \{0\}$ , удовлетворяющих  $k_1 + \dots + k_m = N$  согласно лемме 7 гл. 2 равно  $\frac{(N+m-1)!}{N!(m-1)!}$ , а условно  $k_1 + \dots + k_m \leq N$  (имеющему место в не-

однородном случае) равно  $\frac{(N+m)!}{N!m!}$ .

Таким образом, для фиксированных границ  $\bar{k}_{i_j}$  число образующихся базисных элементов

$$\begin{aligned} \mu_{(\tau_1, \dots, \tau_{m-e})}^0 &= \sum_{k_{i_1}=0}^{\bar{k}_{i_1}-1} \dots \sum_{k_{i_{m-e}}=0}^{\bar{k}_{i_{m-e}}-1} \binom{N - \sum_{S=1}^{m-e} k_{i_S}}{e-1} = \sum \dots \sum \frac{(N - \sum k_{i_S} - 1) \dots (N - \sum k_{i_S} - e)}{(e-1)!} = \\ &= \sum_{S=0}^{e-1} \alpha_S(i_1, \dots, i_{m-e}; \tau_1, \dots, \tau_{m-e}) N^S \end{aligned}$$

в однородном случае, а в неоднородном получается заменой в этой формуле  $N - \sum_{S=1}^{m-e} k_{i_S} - 1$  на  $N - \sum_{S=1}^{m-e} k_{i_S}$  и  $e-1$  на  $e$ .

Из суммы

$$\sum_{(i_1, \dots, i_{m-e})} \sum_{(\tau_1, \dots, \tau_{m-e}) \in \{\tau_i \neq \tau_j\}} \mu_{(\tau_1, \dots, \tau_{m-e})}^0 \quad (7)$$

необходимо вычесть элементы, одновременно учтенные в двух или более членах  $\mu_{(\tau_1, \dots, \tau_{m-e})}^0$ . Число элементов, одновременно учтенные в  $k$  членах  $\mu_{S_1, \dots, S_k}^0$ , получается наложением совместных ограничений, т.е. рассматривается совокупность сумм  $\sum_{k_{ij}=0}^{\bar{k}_{ij}-1}$  всех наборов по  $m$ -е мест и если две

или более таких сумм с различными  $\bar{k}_{ij} = k_{ij}^{S_p}$  отвечают одному и тому же месту  $i_j$ , то берется  $\bar{k}_{i_j}^{S_1 \dots S_k} = \min\{k_{\delta_i}^{S_p}, p = 1, \dots, k\}$ .

Окончательно получаем

$$\tau_{N, m, e}^0 = \sum_{S_1} \mu_{S_1}^0 - \sum_{(S_1, S_2)} \mu_{S_1 S_2}^0 + \sum_{(S_1, S_2, S_3)} \mu_{S_1 S_2 S_3}^0 - \dots + (-1)^{N_0 - 1} \mu_{S_1 \dots S_{N_0}}^0,$$

где  $N_0$  – число членов в (7) и соответствующую формулу для  $\tau_{N, m, e}$ . Так как все  $\mu_{S_1 \dots S_k}^0$  являются полиномами по  $N$ , то отсюда следует утверждение предложения.

Положим  $w_0(z) = e^z = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{z^n}{n!}$ ;  $w_k(z) = \int_0^z \frac{w_{k-1}(t)-1}{t} dt + 1 = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{z^n}{n! n^k}$ .

Тогда  $w'_0 = w_0$ ;  $w'_k = \frac{1}{z} w_{k-1} - \frac{1}{z}$ ,  $k = 1, \dots, m$ .

*Предложение 4.*

Для любых  $\lambda_k \in \mathcal{Q}$ ,  $\lambda_k \neq 0, -1, -2, \dots$ ,  $k = 1, \dots, m$ , функций

$$x_0(z) := \ell^z, x_k(z) := \sum_{h=0}^{\infty} \frac{z^h}{h!(x_1 + h) \dots (A_k + h)}$$

независимы (усиление теоремы 2

гл. 7 [1]).

*Доказательство.*

Функции  $x_k(z)$  удовлетворяют системе  $y'_0 = y_0; y'_k = -\frac{\lambda_k}{z} y_k + \frac{1}{z} y_{k-1}$ , пусть они алгебраически зависимы над  $C(z)$ , берем тогда в лексикографическом порядке ( $\prec$ ) базисные (независимые) элементы  $\prod_{i=0}^m y_i^{k_i}$  и еще один.

Тогда

$$\frac{d}{dz} \sum_{(k_\delta)} C_{(k_i)} \prod_{i=0}^m y_i^{k_\delta} = \sum_{(k_i)} (C'_{(k_i)} - (\sum_{j=1}^m \frac{\lambda_j}{z} k_j + k_o) C_{(k_i)} + \sum_{j=1}^m \frac{1}{z} (k_{j+1} + 1) C_{(k_0 \dots k_{j+1} + 1 \dots k_m)}) \prod_{i=1}^m y_i^{k_i} = \prod_{i=0}^m y_i^{k_\delta} \frac{1}{z} (az + b \sum_{(k_\delta)} C_{(k_i)}) \prod_{i=0}^m y_i^{k_i}. \quad (13)$$

В частности из (13) следует однородность:

$$z C'_{(k_i)} - (\sum_{j=1}^m k_j \lambda_j + z k_o) C_{(k_2)} + \sum_{j \in \{1, \dots, m\}} (k_{j+1} + 1) \times C_{(k_0 \dots k_{j+1} + 1 \dots k_m)} = (az + b) C_{(k_i)}. \quad (14)$$

Существует  $(\tilde{k}_i) C_{(\tilde{k}_i)} \equiv 0$ , такое что  $\forall (k_i) \prec (\tilde{k}_i) C_{(k_i)} \neq 0, u C_{(a \dots 0)} \equiv 0$ .

При необходимости, сокращая  $\ell^{k_o z}$ , среди членов  $(k_0 \dots k_m)$  с  $k_0 = 0$  выбираем максимальный  $(\bar{k}_i)$  (относительно частичного порядка в  $R^m$ ), для которого отсутствует третья измена в (14). Для  $C_{(\bar{k}_i)}$  из (14) получаем  $a = 0$

Для  $s=0$  уравнение

$$z \frac{d}{dz} Q_{sz} = C Q_{s\tau}, c \in C \setminus \{0\}, \quad (15)$$

при  $Q_{s\tau} = \sum_s \sum_k c_{sk} z^k x_s^{k_s} = \sum_s \sum_{k=0}^{n_s} c_{sk} z^k \ell^{k_s z}$  не имеет решений, так как  $z \frac{d}{dz}$  увеличивает степень полинома при  $\ell^{k_s z}$  на единицу. Из записи (13) в виде

$$z \frac{d}{dz} \sum_{k=0}^e Q_k y_m^k = (z \frac{d}{dz} Q_e - \lambda_m Q_e) y_m^e + (z \frac{d}{dz} Q_{e-1} - \lambda_m + y_{k-1} Q_e) \times y^e + \dots + z \frac{d}{dz} Q_0 = b \sum_{k=0}^e Q_k y_m^k, \quad (16)$$

где  $Q_n = Q_k(z, y_1, \dots, y_{m-1})$ , и равенства нулю коэффициентов при элементах  $\prod_{i=0}^m y_i^{k_i}$  в (13) получаем

$$\frac{d}{dz} Q_e = \frac{b + \lambda_m}{z} Q_e. \quad (17)$$

Из (17) для  $m=1$  и (15) получаем, что  $x_1(z)$  алгебраически не зависит от  $\{C[z], x_0(z)\}$ . Пусть не существует решения (15) для  $Q_{m-2, \tau} = \sum_{(k_i)} C_{(k_i)}(z) \prod_{i=0}^{m-2} x_i^{k_i}$

и  $x_{m-1}$  алгебраически не зависит от  $C[z], X_0, \dots, X_{m-2}$ . Для индуктивного заключения берем  $X_m$  и записываем (16), (17).

Из (17) для  $Q_e := \sum_{k=0}^{\tau} Q_{m-2,k} y_{m-1}^k$

$$z \frac{d}{dz} Q_e = (z \frac{d}{dz} Q_{m-2,\tau} - x_{m-1} Q_{m-2,k}) y_{m-1}^{\tau} + \dots = (b + \lambda_m) Q_e.$$

В силу алгебраической независимости  $y_{m-1} = x_{m-1} \text{ от } C[z], x_0, \dots, x_{m-2}$ , коэффициенты  $y_{m-1}^k$  равны 0,  $k = 0, \dots, \tau$ . Таким образом,  $\frac{d}{dz} Q_{m-2,\tau} = \frac{b + \lambda_m + \lambda_{m-1}}{z} Q_{m-2,\tau}$ , что завершает индукцию, если  $b + \lambda_m + \lambda_{m-1} \neq 0$ .

Если  $c = b + \lambda_m + \lambda_{m-1} = 0$ , то  $Q_{m-2,\tau} = c_{\tau} = \text{const}$ , для следующей степени  $z \frac{d}{dz} Q_{m-2,\tau-1} - \lambda_{m-1} Q_{m-2,\tau-1} + y_{m-2} C_{\tau} = (b + \lambda_m) Q_{m-2,\tau-1}$ ;

$$z \frac{d}{dz} \sum_{k=0}^{\tau_0} Q_{m-3,k} y_{m-2}^k = (b + \lambda_m + \lambda_{m-1}) \sum_{k=0}^{\tau_0} Q_{m-3,k} y_{m-2}^k + C_{\tau} y_{m-2} \quad (18)$$

не имеет решений при  $y_{m-2} = e^z$ , а при  $m-2 > 0$  получаем

$$z \frac{d}{dz} Q_{m-2,\tau_0} = (b + \lambda_m + \lambda_{m-1} + \{e_{\tau} \text{ или } 0\}) Q_{m-2,\tau_0}.$$

Случай  $\sum_{k=0}^{\tau} c_k y_{m-1}^k = 0$ , где все  $c^k \in C$  исключается, так как  $y_{m-1} = x_{m-1}(z) \rightarrow \infty$ , при  $z \rightarrow \infty$ .

Это завершает доказательство.

## Литература

- 1 Шидловский А.Б. Трансцендентные числа. - М.: "Наука", 1987. - 448 с.

УДК 621.923

**Залога В.О., Криворучко Д.В., Зинченко Р.Н.**

Сумський державний університет, г. Сумы, Україна

## **МЕТОДОЛОГИЯ МОНИТОРИНГА ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОЧЕНИИ ПО АКУСТИЧЕСКОМУ ИЗЛУЧЕНИЮ**

*In this paper an approach to on-line monitoring of turning operation is represented. It is shown that efficiency of its application can be achieved due to prediction of current flank wear and the moment of tool change. The approach is based on registration of cutting process sound, extraction of informative characteristics and processing them with neural network. It is important that developed neural network is optimized and is provided with ability to learn new data.*

### **Введение**

Повышение эффективности механической обработки в автоматизированном производстве является в настоящее время актуальной задачей. Все чаще и чаще на производстве используют дорогостоящий инструмент, повышаются требования к качеству продукции, увеличивается прочность и твердость обрабатываемых материалов. В этих условиях крайне необходимым для обеспечения качества обработки является мониторинг состояния инструмента и степени его износа. Реализация мониторинга непосредственно в процессе обработки, без прерывания процесса стружкообразования открывает дополнительные возможности. В частности повышение эффективности точения возможно при непрерывном его мониторинге за счет идентификации текущей и критической величины износа резцов (рис. 1). Реализация такого подхода позволяет уменьшить брак и различного вида дополнительные затраты, уменьшить штучное время, непрерывно вносить коррекцию на размер инструмента и, обеспечить за счет этого требуемый размер вдоль всей обработанной поверхности.

Действительно, при чистовой обработке вследствие износа инструмента на задней поверхности происходит отклонение текущего положения его формообразующего элемента от первоначально заданного положения. Это влечет за собой изменение формы обработанной поверхности. И если размерный износ на задней поверхности становится больше половины допуска размера, то получается брак, исправить который можно только после замены режущей кромки (для неперетачиваемых пластин) или переточки инструмента. Исключить брак можно также путем коррекции положения инструмента, что особенно удобно для станков с ЧПУ. Но и в первом, и во втором случаях для обеспечения требований чертежа необходимо произвести, как минимум, еще один проход по той же поверхности. Следовательно, увеличивается основное и вспомогательное время и, как следствие, себестоимость изготовления детали. В некоторых случаях прерывание обработки поверхности вообще недопустимо или нецелесообразно, что являет-

ся характерным для длинномерных деталей и в том случае, когда путь резания может оказаться очень большим.

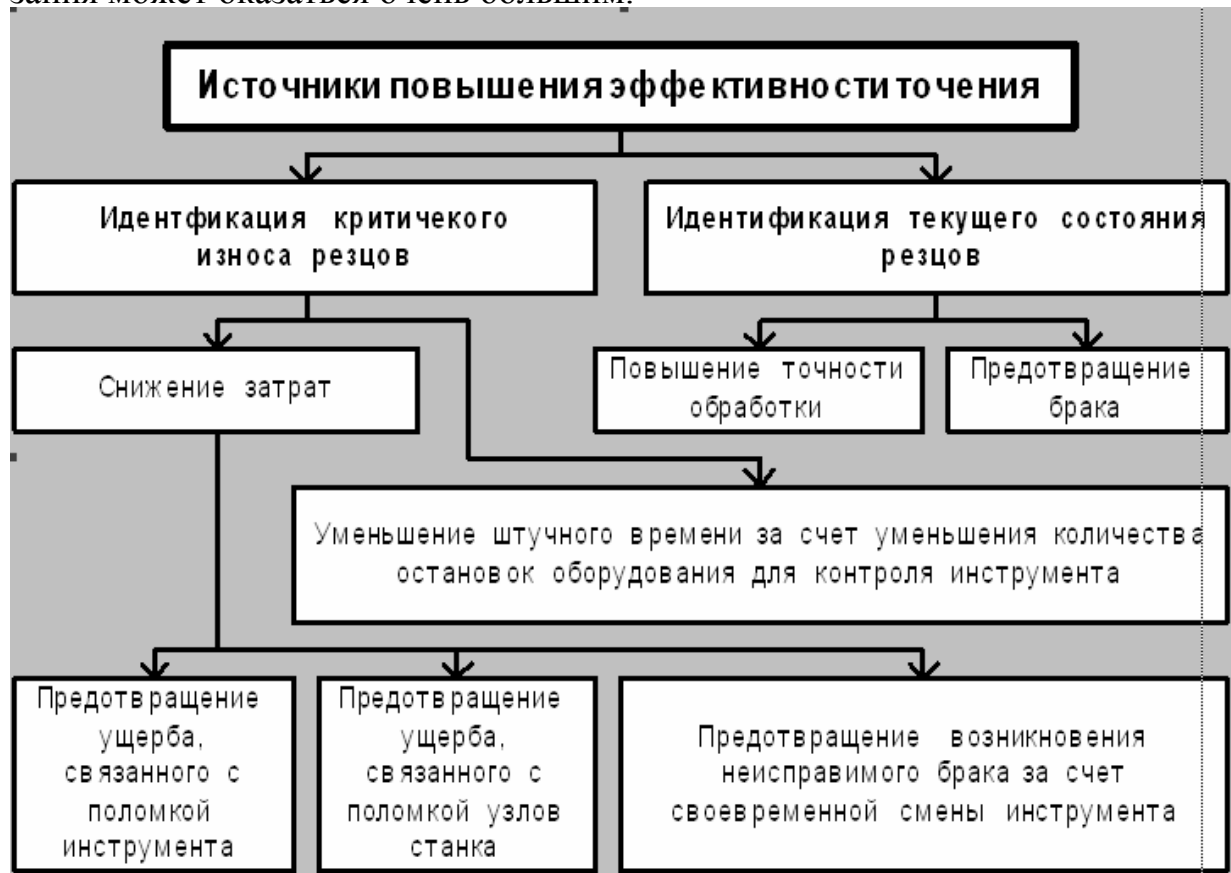


Рисунок 1 – Источники повышения эффективности точения при его мониторинге

### *Акустическое излучение при резании*

Любая система, реализующая мониторинг процесса резания, должна делать заключение о состоянии инструмента на основе анализа информативных показателей процесса. В наше время разработано целый ряд методологий реализации мониторинга по различным информативным показателям: силовым, температурным, оптическим, электрическим, фотоэлектрическим, акустической эмиссии. Широко применяется и непосредственное измерение величины фаски износа инструмента [1, 2, 3]. Вместе с тем, практическое внедрение указанных методологий чаще всего связано либо с необходимостью прерывания (остановки) процесса обработки, либо с необходимостью существенной модернизации станка, часто со снижением жесткости элементов технологической системы (Т-системы), и, как правило, значительными временными и материальными затратами. Поэтому создание новых недорогих и надежных систем мониторинга состояния инструмента непосредственно при обработке, не требующих существенной модернизации станка, на который они устанавливаются, является важной народнохозяйственной задачей.

В связи с этим представляет интерес возможность реализации вместо акустической эмиссии (АЭ), используемой для мониторинга состояния режущего инструмента, акустического излучения (АИ). Акустическое излу-



чение отличается от акустической эмиссии, в первую очередь природой своего возникновения. Источником АЭ являются колебания частиц в узлах кристаллической решетки с частотой 50-1500кГц, возникающие при деформировании материала. Под АИ понимают звуковые волны в диапазоне частот от 20Гц до 20кГц, излучаемые в воздушную среду не только колеблющимися элементами Т-системы, но и непосредственно самим рабочим процессом в результате как элементного стружкообразования, так и всегда имеющегося в системе резания трения. Это обуславливает и отличия в способах регистрации и обработки сигналов АИ и АЭ, а также интерпретации результатов.

Исследования АИ при точении активизировались в последние годы с появлением современных ЭВМ, звукозаписывающей и обрабатывающей аппаратуры. Известен ряд примеров применения АИ для мониторинга различных процессов, однако работы по мониторингу состояния режущего инструмента с помощью АИ авторам неизвестны. Практика доказывает возможность использования АИ для мониторинга процесса точения - АИ хорошо идентифицируется ухом человека и часто в производственной практике используется станочником при оценке работоспособности инструмента (технологический критерий).

Более того, проведенные авторами исследования показали, что форма спектра сигнала АИ при точении не зависит от условий обработки и всегда имеет в диапазоне 20-22000 Гц вид кривой с «горбами» в трех определенных полосах частот (рис.2). Установлено, что полоса А (от 0.2 кГц до 1.450 кГц) чувствительна к изменению частоты вращения шпинделя; а полосы В (от 2.4 кГц до 4.9 кГц) и С (от 5.0 кГц до 15.2 кГц) - к износу инструмента на задней поверхности. Установлено, что к изменению износа режущего инструмента чувствительны: мощность АИ в полосе частот В - ЕВ

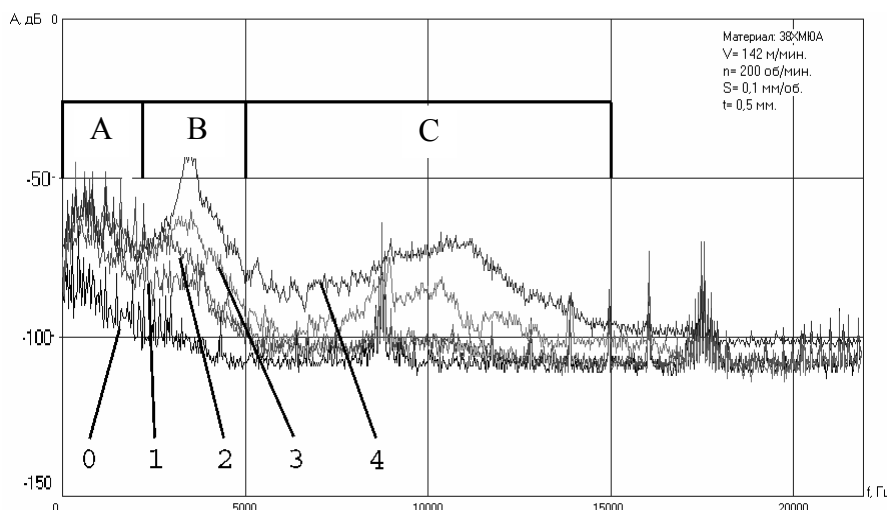


Рисунок 2 – Спектр сигнала АИ работы токарного станка:

0- спектр акустического фона в цехе; 1-спектр при включенном приводе главного движения; 2- спектр во время вращения шпинделя с частотой  $n = 200$  об/мин; 3-спектр непосредственно после начала точения заготовки из 38ХНЗМФА ( $V=142$ м/мин,  $s=0.1$ мм/об,  $t=0.5$ мм), 4- спектр через 30 с после начала точения

(рис. 3), мощность АИ в полосе частот С -  $E_C$  и частота с максимальной амплитудой в ней  $f_{Amax C}$ . Эти показатели АИ названы информативными.

Установлено, что на величину информативных показателей влияет не только величина фаски износа на задней поверхно-

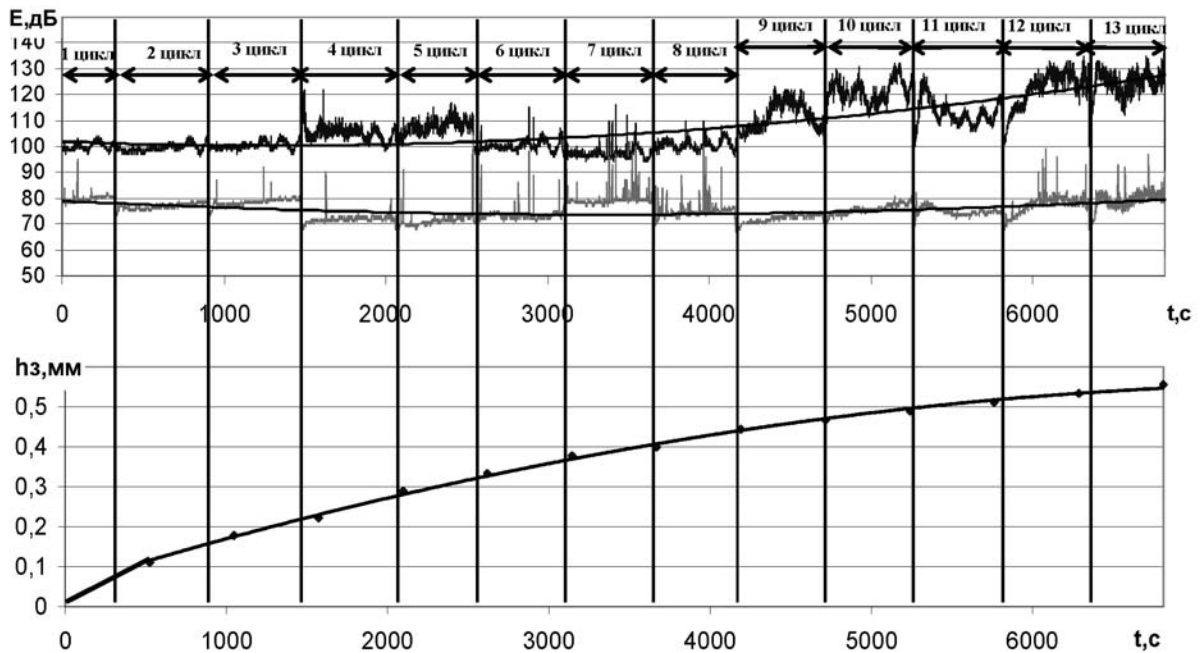


Рисунок 3 – Зависимость износа инструмента от количества проходов и его связь с информативными показателями (материал – Сталь45, пластина ТН20,  $V=122,5$ м/мин,  $S=0,15$ мм/об,  $t=0,3$ мм,  $n=300$ об/мин,  $d=130$ мм, длина прохода  $L=270$ мм)

сти, но и условия, в которых реализуется процесс точения. Поэтому для однозначной идентификации состояния РИ необходимо принимать во внимание и те факторы, которые определяют условия реализации процесса точения и значимо влияют на величину информативных показателей. Установлено, что значимо на сигнал АИ влияют скорость резания, диаметр заготовки, жесткость инструмента, твердость обрабатываемого материала, глубина резания, подача, передний угол, главный угол в плане, марка инструментального материала.

Установлено, что возрастание величины информативных показателей с увеличением износа инструмента надежно подтверждается экспериментом лишь в случае непрерывной обработки. При чередовании периодов «резание» - «отдых» в начале каждого последующего периода «резание» (технологического перехода) величины информативных показателей отличаются от тех, что были в конце текущего периода «резание» (технологического перехода). Вместе с тем, через 20-30 секунд после начала нового периода это отличие исчезает. Таким образом, при малом периоде цикла «резание» идентифицировать величину фаски износа достаточно сложно. Поэтому идентификация величины фаски износа возможна только при длительности периодов «резание» не менее 2 мин и при величинах изнашивания на задней поверхности не более 0.5 - 0.6 мм, что характерно для чистовых и получистовых переходов (операций), так как при больших значениях величины фаски износа нарушается однозначная связь износа с информативными показателями АИ.

#### *Методология реализации системы мониторинга*

Для создания системы непрерывного мониторинга процесса точения по АИ без прерывания стружкообразования необходима разработка соответствующей методологии.

Задачами системы мониторинга процесса резания является идентификация текущего состояния процесса обработки, прогнозирование дальнейшего развития ситуации, принятие решения по коррекции состояния процесса обработки с помощью сообщения управляющих команд рабочим органам станка или оператору. Система мониторинга процесса резания по акустическому излучению (рис.4) состоит из блоков регистрации (блок 1) и обработки (блок 2) сигнала АИ, экспертной системы (блок 3) и базы данных (блок 8).

От оператора система должна получать информацию о заданных условиях обработки и сообщать ему рекомендации по коррекции процесса обработки.

Рассмотрим особенности системы мониторинга на примере ее реализации для токарно-винторезного станка 16К20Т1 с системой ЧПУ НЦ-31. На первом этапе в течение определенного, всегда постоянного периода времени сигнал регистрируется микрофоном и оцифровывается с частотой дискретизации 44100Гц (блок1, рис.4), встроенного в звуковой адаптер АЦП и записывается в память ЭВМ. На следующем этапе с помощью методов спектрального анализа определяются показатели АИ в информативных полосах частот (блок2, рис.4).

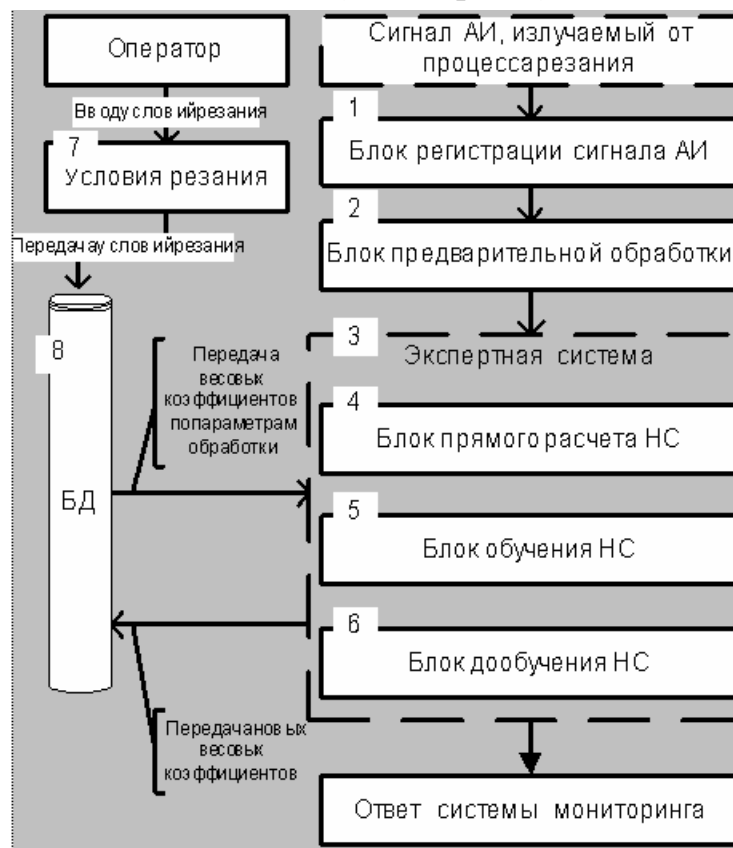


Рисунок 4 - Структура системы мониторинга

Соотношение полезный сигнал/шум зависит от положения микрофона в пространстве Т-системы. Было установлено, что в рассматриваемых условиях применение узконаправленного микрофона, расположенного на расстоянии 35-40мм от зоны стружкообразования (рис.5) является наилучшим.

Дополнительно для уменьшения посторонних шумов предложено описывать спектр гладкой кривой методом наименьших квадратов и с ее помощью вычислять информативные показатели, округлять их значения с точностью до доверительного интервала их определения, а также применять линейный

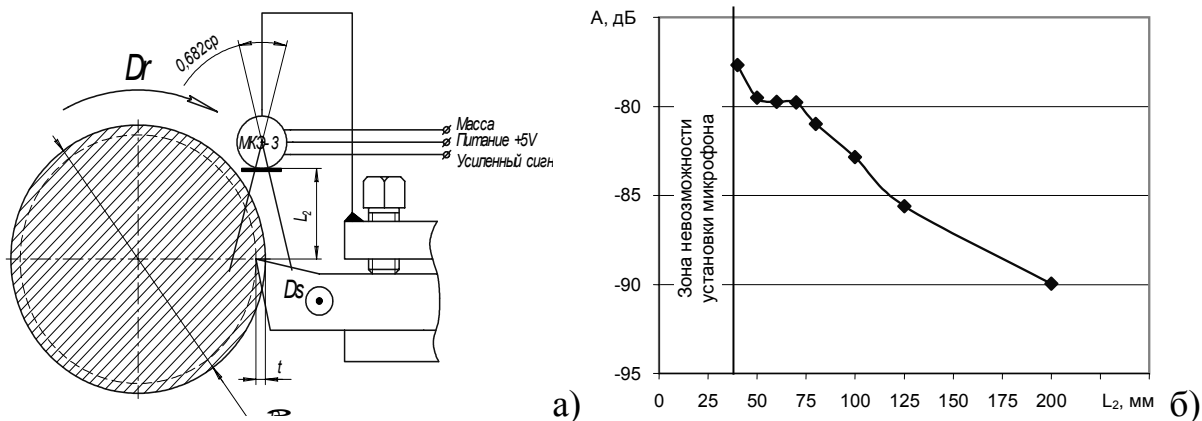


Рисунок 5 - Принятый вариант закрепления микрофона (а) и влияние его удаленности от зоны стружкообразования на амплитуду сигнала АИ частотой 1кГц (б)

фильтр значений показателей во времени.

Экспериментально доказана зависимость информативных показателей АИ и величины фаски износа на задней поверхности, а также влияние на эту зависимость параметров условий точения. Анализ литературы показал, что экспертную систему идентификации величины износа в таком случае наиболее целесообразно реализовать на основе искусственной нейронной сети (ИНС) [4]. Общая теория ИНС уже достаточно хорошо разработана [5] и ИНС достаточно широко применяются для решения различных задач теории резания [4], однако авторам неизвестны работы, в которых бы была информация о применении ИНС для идентификации величины износа резцов по акустическому АИ. Вместе с тем, для применения данного подхода в системе мониторинга необходимо оптимизировать архитектуру ИНС и реализовать возможность адаптации ИНС к условиям конкретного рабочего места без существенных материальных затрат.

Параметрами архитектуры разработанной нейронной сети являются функция нейрона, алгоритм обучения, количество слоев и нейронов в каждом слое (рис. 6). С целью сокращения объема обучающей выборки в качестве аргументов сети выбираются  $V$ ,  $s$ ,  $t$ ,  $d$ ,  $E_B$  и  $E_C$ . Остальные условия обработки объединяются в единый параметр - сочетание «инструмент-заготовка», - который однозначно идентифицирует набор весовых коэффициентов сети в базе данных. Таким образом, реализуется схема: для каждого сочетания «инструмент-заготовка» свой набор весовых коэффициентов ИНС.

Следуя опыту известных решений [3], для всех нейронов в выходном слое принята линейная активационная функция вида  $y=x$ . Для нейронов в скрытых слоях принята лог-сигмоидная активационная функция.

Проведенное сравнение 19 известных алгоритмов обучения показало, что наибольшей скоростью и надежностью обучения по выборке из 300 точек обладает алгоритм BPMP2 - алгоритм обратного распространения с импульсом. Поэтому именно он и принят в данной работе.

Допустимая ошибка обучения ИНС  $\epsilon$  принимается в 2-3 раза меньше доверительного интервала определения величины износа резцов. Весовые

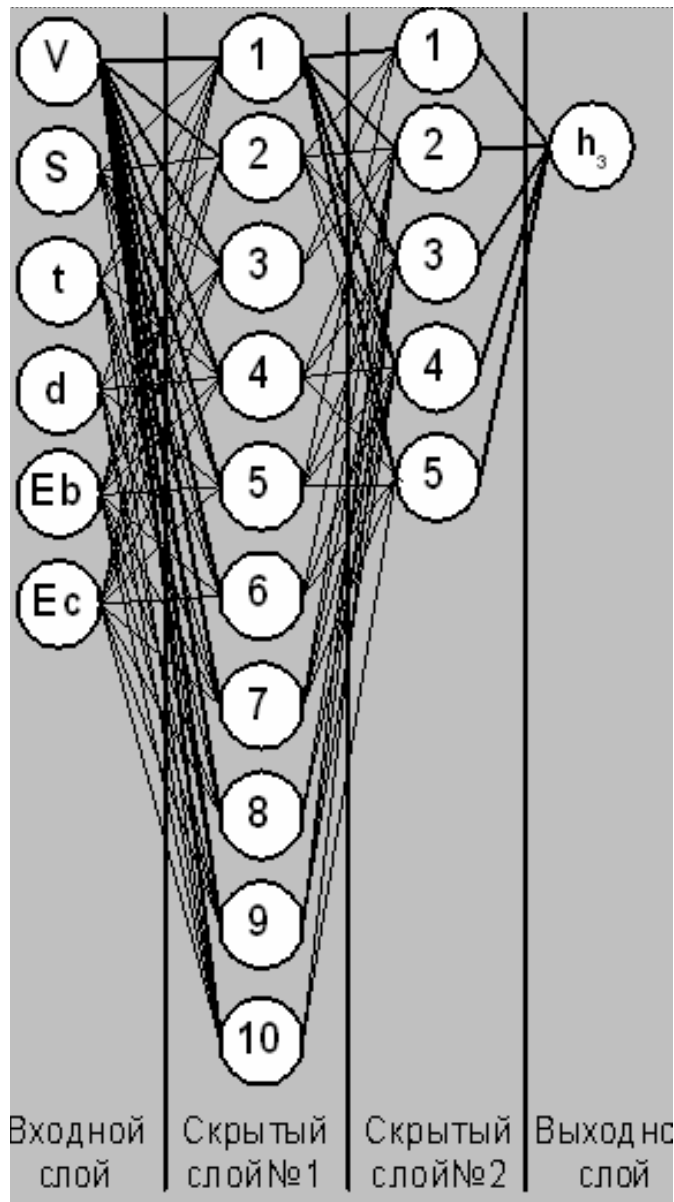


Рисунок 6 –Принятая архитектура ИНС

коэффициенты ИНС на этапе ее инициализации задаются случайным образом. Обучающая выборка перед обучением проверяется на однозначность.

Проведенная по методике [6] оптимизация количества слоев и нейронов показала, что при размере выборки 300 точек наименьшее время обучения при прочих равных условиях имеет сеть с двумя скрытыми слоями: 6 нейронов во входном слое, 10 нейронов в первом скрытом, 5 – во втором скрытом и 1 – в выходном слоях соответственно (рис.6).

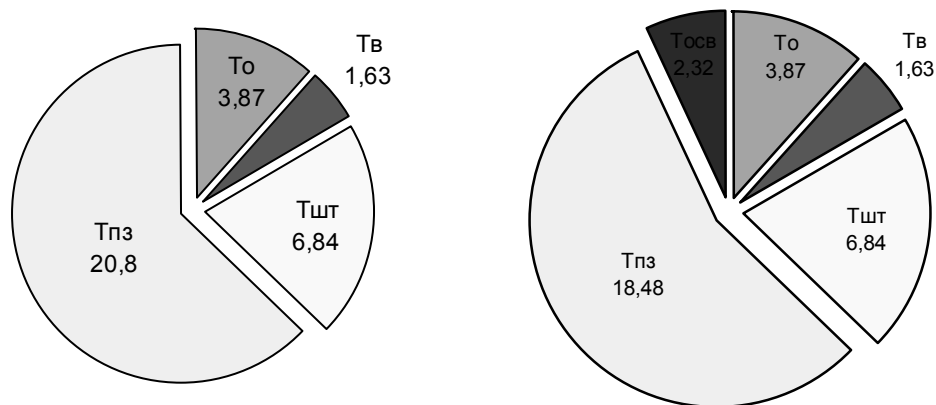
Для адаптации экспертной системы под условия конкретного рабочего места в данной работе предлагается дообучение ИНС новым знаниям, совмещая их со знаниями, которыми ИНС уже обладает. Возможность реализации такого подхода обоснована способностью ИНС правильно прогнозировать результат между точками обучающей выборки.

Практически идея алгоритма дообучения заключается в том, что при появлении новой достоверно верной дообучающей

точкой формируется обучающая выборка путем прогнозирования величины износа ИНС в опорных точках. Опорные точки выбираются равномерно по области определения всех 6 аргументов. Как показали исследования, количество опорных точек должно быть не менее 4 для каждого аргумента. В сформированную таким образом обучающую выборку добавляется дообучающая точка. Для сохранения условия однозначности опорная точка, ближайшая к добавленной дообучающей точке, исключается из обучающей выборки. По сформированной обучающей выборке выполняется обучение ИНС по алгоритму ВРІМР2. В результате ИНС продолжает помнить старые данные и запоминает новые.

Проведенное тестирование экспертной системы, как в условиях лаборатории, так и в условиях производства доказало свою работоспособность. Доля случаев правильной идентификации составила 90%.

Разработанная методология системы мониторинга реализована в специально разработанном программном обеспечении. Ее эффективность проверена при практической реализации в производственных условиях операции «Токарная с ЧПУ» для детали «Шестерня», обрабатываемой на ОАО «Сумское НПО им. М.В. Фрунзе» (г. Сумы). Доказано, что в данном случае применения разработанной системы мониторинга состояния инструмента подготовительно-заключительное время при прочих равных условиях уменьшается не менее, чем на 10% (рис.7).



без системы мониторинга с системой мониторинга  
Рисунок 7 – Экономия времени на операции «Токарная с ЧПУ» детали «Шестерня» за счет применения разработанной системы мониторинга

### **Выводы**

1. Для случая токарной обработки сталей твердосплавным инструментом разработана система мониторинга состояния режущего инструмента, основанная на регистрации АИ в полосе частот 20-20000Гц. Основными ее блоками являются блок регистрации АИ, блок предварительной обработки сигнала АИ, экспертная система идентификации состояния инструмента.

2. Установлено, что в процессе точения сталей имеет место АИ в информативных с точки зрения его мониторинга полосах частот: от 2.4 кГц до 4.9 кГц и от 5.0 кГц до 15.2 кГц. Положения этих информативных полос спектра АИ не зависит от применяемого токарного станка, резца, пластины, элементов режима резания. Экспериментально доказано, что мощность АИ в информативных полосах его спектра значительно изменяется при увеличении фаски износа резца на задней поверхности. Установлено, что элементы режима резания, геометрия резца, вылет резца, марка обрабатываемого материала и инструментального материала изменяют указанную зависимость по величине, но не изменяют ее характер.

3. Разработана методология мониторинга износа инструмента по акустическому излучению без прерывания процесса обработки. Она предполагает использование для оценки величины фаски износа сигнала АИ в системе резания, обработку этого сигнала, минимизацию уровня неинформативных

сигналов (шумов) и определение информативных показателей спектра АИ, а также идентификацию величины износа резца на задней поверхности.

4. Доказана возможность применения искусственной нейронной сети для описания эмпирической зависимости «информативные показатели спектра сигнала АИ - величина фаски износа». Научно обоснован выбор 6 аргументов сети и оптимизирована ее архитектура по критериям: точность и время обучения. Впервые предложен алгоритм дообучения нейронной сети в процессе ее производственной эксплуатации.

5. Для уменьшения чувствительности разработанной системы к посторонним шумам предложено использовать направленный микрофон, оптимально сориентированный в пространстве Т-системы, вычислять все показатели спектра по уравнению регрессии, которое описывает его в заданной полосе частот, округлять значение этих показателей с точностью до доверительного интервала их определения, а также применять линейный фильтр значений показателей во времени.

6. Доказана эффективность применения разработанной системы мониторинга для решения задачи оценки текущей величины фаски износа режущих инструментов. Эффект можно получить за счет уменьшения штучного времени, снижения брака, более полного использования ресурса инструмента, за счет своевременной остановки процесса обработки непосредственно перед достижением величины площадки износа ее допустимого (критического) значения, повышения точности обработки путем коррекции положения формообразующего элемента лезвия инструмента при достижении площадкой износа величины «размерного износа» в зависимости от допуска на размер обрабатываемой поверхности.

## Литература

- 1 Подураев В. Н., Барзов А. А., Горелов В. А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. -М.: Машиностроение, 1988. -56 с.
- 2 Харизоменов И. В. Бесконтактный контроль размеров в станкостроении. -М.: Машиностроение, 1975. -160 с.
- 3 Грешников В. А., Дробот Ю. Б. Акустическая эмиссия. -М.: Издательство стандартов, 1976.-272 с.
- 4 Зинченко Р. А., Криворучко Д. В. Нейросети в теории резания: современные достижения//Високі технології у машинобудуванні: Збірник наукових праць ХНТУ "ХПІ". -Х., 2004. -Вып. 2. -С. 85- 90.
- 5 Уоссермен Ф. Нейрокомпьютерная техника: теория и практика: Пер. с англ. -М.: Мир, 1992.
- 6 Залого В. А., Криворучко Д. В., Мишенин А. А. Выбор оптимальной структуры нейросети для решения задач теории резания//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -Х.: НТУ "ХПИ", 2002. -Вып. 63. -С. 65- 71.

УДК 621. 941. 025

**Рогов В.А., Позняк Г.Г., Соловьев В.В.**  
РУДН, г. Москва, Россия

## **ВЛИЯНИЕ ОПОРНОЙ ПЛАСТИНЫ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ СИСТЕМУ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА**

*Problem of the given work is carrying out of computer experiment with the purpose of revealing of dependence of a level of fluctuations of a cutting plate from elastic and other properties of a basic plate.*

В современных классических конструкциях токарных резцов и фрез большое внимание уделяется жесткости державок и механизмов крепления режущих пластин. В настоящее время с повышением требований по производительности обработки значительно возросли частоты вращения исполнительных органов станков и скорости резания. Это интенсифицирует колебания режущей пластины и деталей узла крепления. Частота колебаний переменных силовых факторов, вызванных неравномерностью припуска из-за волнистости и шероховатости обрабатываемой поверхности, неоднородности структуры материала заготовки, отличием величины припусков у каждой последующей заготовки и др. – приближается к области собственных частот колебаний узла крепления (приблизительно 10...40 кГц), то есть к зоне повышенной динамической податливости режущей пластины. Это приводит к неустойчивому положению режущей пластины, поскольку под действием изменяющихся с высокой частотой сил резания она деформируется и колеблется относительно своего положения равновесия, что ведет к преждевременным сколам и выкрашиванию режущей кромки, появлению микротрещин. Наиболее опасными для режущей кромки являются прерывистое резание, точение труднодоступных поверхностей, когда усложнен отвод стружки и подвод СОТС (например, глубинное растачивание), обработка сварных швов и отливок по корке - стойкость режущих пластин в этих случаях резко снижается, процесс обработки из-за невысокой степени надежности с трудом поддается прогнозированию и автоматизации.

В работах по исследованию колебаний режущих инструментов с механическим креплением режущей пластины преимущественное внимание уделялось именно режущей пластине и узлу ее крепления, как звену замкнутой динамической системы "станок-инструмент-деталь", непосредственно контактирующему с обрабатываемой заготовкой [1, 2, 3 и др.]. Значительно меньше исследовалась роль других элементов узла крепления, ко-



торые в многосвязной динамической системе этого узла могут способствовать развитию колебаний, аккумулировать, либо ограничивать их.

Задачей данной работы является проведение компьютерного эксперимента с целью выявления зависимости уровня колебаний режущей пластины от упругих и демпфирующих свойств опорной пластины.

Опорную пластину в конструкции узла крепления обычно считают неподвижной, однако в подобных соединениях при нагружении неизбежно возникают малые проскальзывания по контактным поверхностям, и возникающие в этих перемещениях силы трения совершают работу, демпфирующую колебания. Вместе с тем, в материале опорной пластины при колебаниях возникают микропластические деформации, не нарушающие ее прочности, но рассеивающие энергию. Таким образом, на наш взгляд, целесообразно представить динамическую модель опорной пластины как комбинацию модели элемента динамической системы с распределенным внешним трением [3] и реологической модели Ю.А. Ишлинского [4] (рисунок 1).

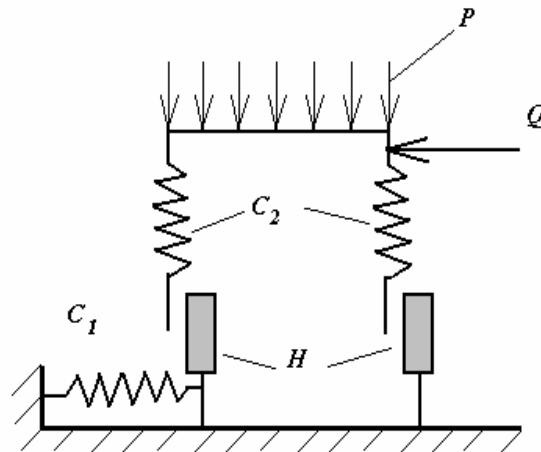


Рисунок 1 - Динамическая модель опорной пластины сборного режущего инструмента

$Q$  – нормальное контактное давление между режущей и опорной пластинами;

$P$  – радиальная составляющая силы резания;

$C_1$  – жесткость в направлении проскальзывания;

$C_2$  – жесткость, определяемая модулем упругости материала пластины;

$H$  – коэффициент упругопластического демпфирования.

Размеры и форма опорной пластины таковы, что петли гистерезиса, получаемые при экспериментальной реализации цикла "нагрузка-разгрузка" имеют криволинейные очертания, так как размеры зоны проскальзывания изменяются в зависимости от нагрузки [5]. Однако в многосвязной системе, которой является узел крепления режущей пластины, параметры одного звена, даже при линейной постановке задачи, отнюдь не очевидным образом влияют на колебания других звеньев.

Динамическую модель, описывающую работу опорной пластины в сборном токарном резце с креплением режущей пластины с помощью при-

хвата можно представить в виде многомассовой системы, как показано на рисунке 2.

Так как приведенная масса державки ( $m_0$ ) почти на два порядка превышает массы остальных элементов системы  $m_1$  ( $m_2$ ,  $m_3$ ), а частота колебаний ее в 5-6 раз меньше частот колебаний этих элементов, в соответствии с теорией связанности колебаний, рассмотрим отдельно только связанные колебания режущей пластины, прихвата и опорной пластины.

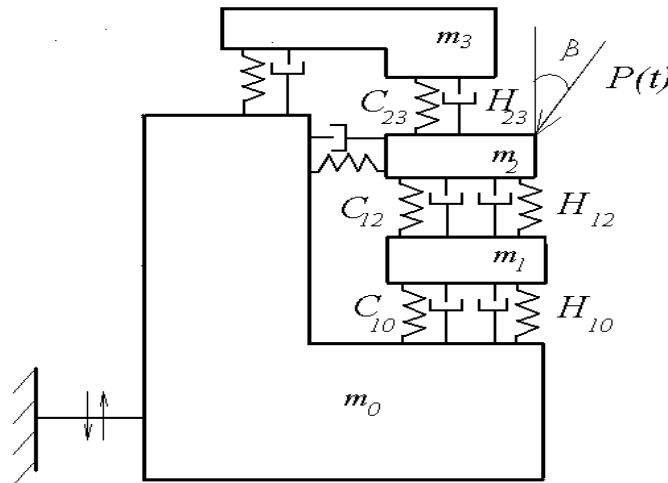


Рисунок 2 - Динамическая модель сборного токарного резца с использованием подкладной пластины

Колебания державки будем считать сравнительно медленным переносным движением. По оси  $Z$  колебательное движение режущей пластины описывается тремя связанными уравнениями, а по оси  $Y$  – только одним уравнением:

$$-m_1 \ddot{z}_1 - H_{10} \dot{z}_1 - C_{10} z_1 - H_{12} (\dot{z}_1 - \dot{z}_2) - C_{12} (z_1 - z_2) = 0, \\ -m_2 \ddot{z}_2 - H_{12} (\dot{z}_2 - \dot{z}_1) - H_{23} (\dot{z}_3 - \dot{z}_2) - C_{12} (z_2 - z_1) - C_{23} (z_3 - z_2) = P(t) \cos \beta, \quad (1)$$

$$-m_3 \ddot{z}_3 - H_{23} (\dot{z}_2 - \dot{z}_3) - C_{23} (z_2 - z_3) = 0, \\ -m_2 \ddot{y}_2 - H_{20} \dot{y}_2 - C_{20} y_2 = P(t) \sin \beta \quad (2)$$

где  $m_1$ ,  $m_2$ ,  $m_3$  - приведенные массы, соответственно, державки резца, опорной пластины, режущей пластины и прихвата;  $C_{10}$ ,  $C_{12}$ ,  $C_{23}$  - жесткости контактов между державкой и опорной пластиной, подкладной и режущей пластинами, режущей пластиной и прихватом;  $H_{10}$ ,  $H_{12}$ ,  $H_{23}$  - аналогичные коэффициенты демпфирования колебаний;  $P(t)$  - сила резания.

Решения ищем в виде:

$$z_1 = a_1 \sin(\omega t + \varphi_1), \quad z_2 = a_2 \sin(\omega t + \varphi_2), \quad z_3 = a_3 \sin(\omega t + \varphi_3), \quad (3) \\ y_2 = a_4 \sin(\omega t + \varphi_4).$$

Выписываем первые и вторые производные выражений (3) и подставляем их в уравнения (1) и (2), раскрывая аргументы функций  $\sin(\omega t + \varphi)$  и  $\cos(\omega t + \varphi)$  по известным формулам тригонометрии. Группируя члены с функциями  $\sin(\omega t)$  и  $\cos(\omega t)$  и замечая, что полученные выражения могут быть справедливы только при равенстве множителей при  $\sin(\omega t)$  и  $\cos(\omega t)$

нулю, получаем восемь трансцендентных уравнений с восемью неизвестными:  $a_1, a_2, a_3, a_4, \varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$  и  $\varphi_4$ . Решения этих уравнений производим численным методом итерации Ньютона на компьютере. При математическом моделировании используем частотный метод. Для этого имитируем возбуждение колебаний силой  $P \cos \beta \sin(\omega t)$ , дискретно изменяя значения частоты от 1 Гц до 45 кГц.

На основании полученных результатов, можно построить амплитудно-частотную (АЧХ) и амплитудно-фазовые частотные (АФЧХ) характеристики рассматриваемой динамической системы. Пример построенной таким образом АЧХ для диапазона 6...9 кГц представлен на рис.3, на котором показаны кривые для трех вариантов исполнения опорной пластины – стандартной (а), изготовленной из натурального минерала (б) и выполненной из композиционного материала (в).

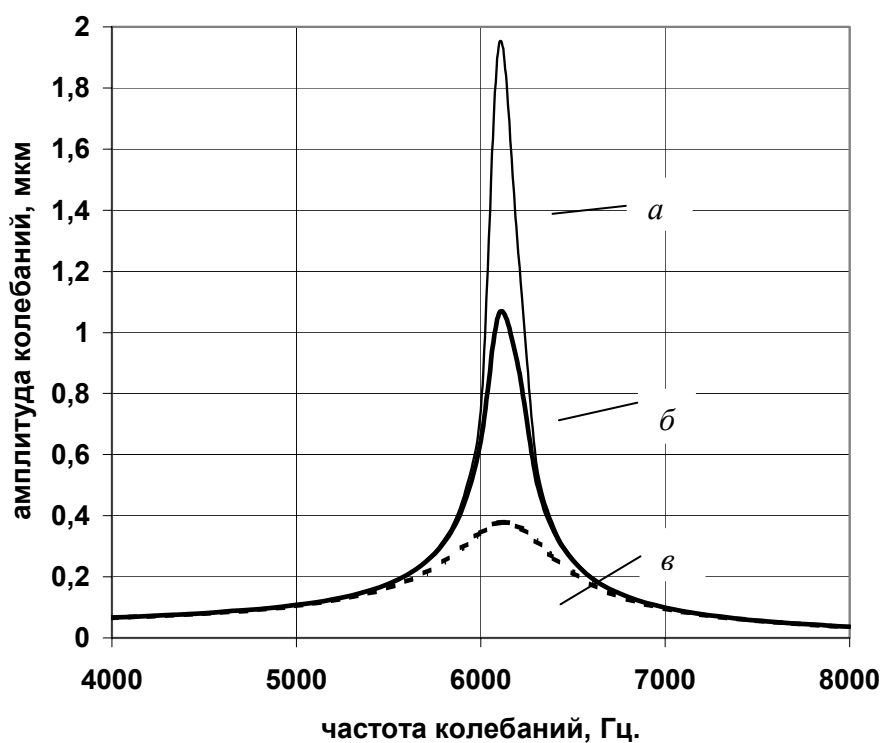


Рис.3. АЧХ колебаний режущей пластины при опорной пластине:  
 а – из стали, б – из минерала, в – из композиционного материала

В качестве композиционного материала был использован высоконаполненный композиционный материал на полимерной связке (синтегран). Материал имеет плотность 2,4...2,7 г/см<sup>3</sup>; модуль упругости при изгибе – 4,0...4,5 · 10<sup>4</sup> МПа; кратковременную прочность при сжатии – 180...200 МПа; Теплопроводность 0,5...0,9 Вт/м<sup>0</sup>К; логарифмический декремент колебаний 0,06...0,08.

Стандартные подкладные пластины узлов крепления режущего инструмента выполняют из закаленной стали. Анализ показал, что для того, чтобы опорная пластина демпфировала колебания в широком диапазоне частот, между ней и опорной поверхностью державки резца нужно установить амортизатор. В качестве амортизатора может быть использована фольга из мягкого материала. При режимах с малой толщиной среза и невысокими скоростями резания, когда выделяется незначительное количество тепла, это может быть свинцовая фольга, при более интенсивном резании – медная или алюминиевая, а также фольга из вспененных металлов. Наибольший интерес для современных конструкций резцов представляют комбинированные подкладки, выполненные с использованием композиционных материалов и металлической матрицы, обеспечивающей хороший теплоотвод и высокую жесткость. Кроме того, подкладка режущей пластины для конструкций прецизионных резцов может быть выполнена из натуральных минералов (песчаник, габбро, гранит, мрамор и др.), обладающих достаточными физико-механическими характеристиками и высокими демпфирующими свойствами. Эксперименты показывают, что подкладки из этих материалов вполне работоспособны и обеспечивают высокое качество обработанных поверхностей при чистовом резании. Наличие демпфирующей подкладки расширяет частотный диапазон, в котором происходит гашение колебаний.

Как видно из графика, представленного на рис. 3, применение опорной пластины из композиционного материала с большим коэффициентом демпфирования позволяет значительно погасить пиковую амплитуду колебаний (приблизительно в 10 раз для интервала частот от 7 до 8 кГц). Подобные результаты получены и в диапазонах частот 25...28 кГц и 39...42 кГц.

## Литература

- 1 Силкин Е.И. Статическая и динамическая прочность машин. М, УДН, 1969.- 323 с.
- 2 Композиционные материалы: Справочник/ В.В. Васильев, В.Д. Протасов, В.В. Болотин и др. Под общей редакцией В.В. Васильева. – М.: Машиностроение, 1990. 512 с.
- 3 Вибрации в технике. Справочник в 6 томах. Том 6 – Защита от вибрации и ударов. М.: Машиностроение, - 1995. 460 с.
- 4 Пальмов В.А. Колебания упругопластических тел. М.: Наука, - 1976. 328 с.
- 5 Позняк Г.Г., Кампейро В.В. Исследование баланса жесткости отрезного резца с неперетачиваемыми пластинами конструкции ВНИИ и построение его динамической модели. Доклады УП научно-технической конференции инженерного факультета. - М.: УДН, 1971. - С. 133.

**Володченко Г.Ф.**  
ДГМА, Краматорск, Украина

## **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ САПР ТИПОВЫХ И ГРУППОВЫХ ПРОЦЕССОВ**

*The software for automated design of typical and group processes is developed on the basis of system of classification of details. Mathematical models reduce volume of the entered information at the description of details and simplify algorithm of designing, providing adaptability of system.*

### **Введение**

Эффективность использования САПР ТП в большей степени определяется математическим обеспечением системы. Математическое обеспечение по назначению и способам реализации делится на две части. Первая определяет математические методы и построенные на их основе математические модели, описывающие объекты проектирования или их части или вычисляющие необходимые свойства и параметры объектов. Вторая - формализованное описание технологии автоматизированного проектирования. Эти части математического обеспечения должны органично взаимодействовать. Для обеспечения автоматизированного проектирования должен быть формализован процесс именно автоматизированного проектирования, т. е. должны быть учтены не только традиционные проектные процедуры, но и особенности их выполнения проектировщиками с помощью средств автоматизации.

Сложнее обстоит дело с разработкой второй части математического обеспечения. Формализация процессов автоматизированного проектирования в комплексе оказалась более сложной задачей, чем алгоритмизация и программирование отдельных проектных задач. При решении этой задачи должна быть формализована вся логика технологии проектирования, в том числе логика взаимодействия проектировщиков друг с другом с использованием средств автоматизации.

В отличие от всех других компонентов САПР математическое обеспечение при автоматизированном проектировании в явном виде не используется, используется производный от него компонент — программное обеспечение.

При разработки математических моделей необходимо учесть параметры, определяющих формирование технологически идентичных групп деталей. Такой подход позволяет создать единый программно-технический комплекс (ПТК) для автоматизированного проектирования типовых и групповых процессов, а также упростить решения задачи по формализации процесса проектирования.

### ***Постановка задачі***

При розробки математических моделей необходимо определить назначение основных параметров проектируемого объекта, степень их детализации и установить связи между ними, этот этап называется внутренним проектированием (1).

Процесс детализации проектируемого объекта соответствует переходу от одного уровня внутреннего проектирования к другому.

В процессе разработки алгоритма автоматизирования проектирования типовых и групповых процессов были проведены исследования влияния значений основных параметров деталей на структуру технологических операций механической обработки деталей.

Эти значения параметров введены в структуру классификационного кода детали и позволяют формировать технологически идентичные группы деталей.

### ***Результаты исследований***

Для математического обеспечения САПР типовых и групповых процессов был проведен анализ технологически идентичных групп деталей и технологические процессы механической обработки и разработана система классификации.

Классификация деталей строится на основе логического метода дедукций, т.е. умозаключения «от общего к частному». Взаимосвязь классификационных признаков в системе классификации основана на иерархической подчиненности и автономности.

При иерархической подчиненности классификационных признаков создается жесткая система, при которой каждый признак низшей ступени классификации конкретизирует признак высшей ступени.

При автономности классификационных признаков отсутствует иерархическая подчиненность, каждый признак является независимым, автономным.

Для классификации деталей по общности геометрической формы основных поверхностей и конструктивным элементам используется иерархическая подчиненность этих параметров.

Определяющим признакам при классификации деталей на первой ступени являются общность геометрической формы основных поверхностей и соотношение габаритных размеров.

Геометрическая форма детали является наиболее объективным и стабильным признаком при описании деталей, этот признак почти не подвергается индивидуальной интерпретации.

Например, параметр, характеризующий отношение длин ( $L$ ) к наружному диаметру ( $D$ ), позволяет отделить детали типа валов, осей, стержней ("длинные" детали) от деталей типа дисков, колец, фланцев, шкивов ("короткие" детали), которые при обработке имеют различные схемы базирования, установил и крепления на станке.

Соотношение длины (L) и наружного диаметра (D) принято с учетом рекомендаций по жесткости деталей тел вращения и способа их установки при обработке: в центрах и люнете, в патроне люнете, в патроне и центровых оправках.

На второй ступени классификации деталей классификационными признаками является общность конструкций и функциональное назначение. Введение классификационного признака "функциональное назначение" позволяет выполнить работы по стандартизации и унификации конструкций\*

Третья ступень классификации характеризуется общностью конструктивных элементов и их сочетаний, расположенных на наружной, внутренней и торцевых поверхностях. Этот признак еще в большей степени характеризует геометрическую форму детали.

Таким образом, взаимосвязь классификационных признаков в системе классификации, характеризующих конструктивные особенности деталей, отражают иерархическую подчиненность.

Дальнейшая классификация деталей ведется по параметрам, характеризующих:

- размерную характеристику;
- шероховатость и точность обрабатываемых поверхностей;
- виды термической обработки и покрытий;
- материал;
- вид заготовки.

Признак "размерная характеристика" определяет габаритные размеры деталей. Разделение их по размерам служит для комплектования групп деталей на основе общности типоразмеров оборудования.

Шероховатость и точность обработки, увязанные с обрабатываемыми поверхностями, определяют методы механической обработки детали и определяют состав технологических операций.

Термическая обработка деталей определяет состав и последовательность операций в маршрутном технологическом процессе.

Материал определяет соответствующий метод получения заготовки, влияет на выбор режимов резания и режущего инструмента.

Наличие множества параметров деталей обуславливает различные технологические операции, реализуемые на определенных типах станков.

Взаимосвязь конструктивно-технологических параметров деталей в соответствии с требованиями технологических операций определяется с позиции математической логики, используя символику логики предикатов.

$$\left\{ \forall_{\Pi} x \left( \begin{array}{l} \forall_{M_1} m[m(x)] \wedge \forall_{M_2} m[m(x)] \wedge \\ \forall_{M_3} m[m(x)] \wedge \forall_{M_4} m[m(x)] \end{array} \right) \right\} \Rightarrow \forall_C y \forall_M m[m(y)] \quad (1)$$

где  $\forall x$  - квантор, определяющий существование параметров из данного множества, обладающих определенным свойством;

$\forall$  - символ квантора общности;

$\Rightarrow$  - знак импликации;

$\vee$  - символ логического произведения (конъюнкция);

$\Pi$  - множество обрабатываемых поверхностей;

$M_1, M_2, M_3, M_4$  - множество значений параметров деталей, характеризующих соответственно: геометрическую форму обрабатываемых поверхностей, их положение (наружная, внутренняя, торцевая), требования шероховатости, точности размеров и взаимного расположения;

$C$  - множество станков;

$M$  - технологические возможности станков (методы обработки).

Данное логическое высказывание, которое состоит из элементарных высказываний типа  $m(x)$ , характеризующих существование значений отдельных конструктивно-технологических параметров деталей, связанных между собой операцией конъюнкцией (логическим произведением), истинно тогда и только тогда, когда истинны все элементарные высказывания. Таким образом, при выборе соответствующих методов обработки и типов станков, необходимо для их реализации конструктивно-технологические параметры деталей, определяющие геометрическую форму обрабатываемых поверхностей, их положение, требования шероховатости и точности должны рассматриваться совместно. Вследствие этого, взаимосвязь выше рассмотренных конструктивно-технологических параметров деталей в системе должна отражать отношение совместности.

Зависимость геометрических параметров станков, необходимых для реализации технологической операции и размерной характеристики деталей определяется высказыванием:

$$\left\{ \forall_{\Pi} x \forall_{M_5} m[m(x)] \right\} \Rightarrow \forall_C y \forall_{Tc} m[m(y)] \quad (2)$$

где  $M_5$  - множестве размерив деталей;

$Tc$  - множество типов станков.

На основании данного высказывания следует, что градация размерной характеристики деталей должна выполняться с учетом геометрических параметров станков каждого типа.

Зависимость вида режущего инструмента, необходимого при обработке резанием, и конструктивно-технологическими параметрами деталей определяется высказыванием:

$$\left\{ \forall_{\Pi} x \left( \begin{array}{l} \forall_{M_1} m[m(x)] \wedge \forall_{M_2} m[m(x)] \wedge \\ \forall_{M_6} m[m(x)] \wedge \forall_{M_7} m[m(x)] \end{array} \right) \right\} \Rightarrow \forall_C y \forall_{Tu} m[m(y)] \quad (3)$$



$M_6$  - множество видов конструктивных элементов;

$M_7$  - множество видов расположений конструктивных элементов;

$T_i$  - множество видов инструментов;

типов каждого вида инструмента.

Данное логическое высказывание, аналогично высказыванию (1), утверждает, что для выбора типа режущего инструмента необходимо учитывать геометрическую форму основных обрабатываемых поверхностей и конструктивных элементов деталей и их расположение.

Следовательно, взаимосвязь этих значений параметров при разработке математических моделей должна отражать отношение совместности.

Результаты анализа взаимосвязи конструктивно-технологических параметров деталей в соответствии с требованиями технологических операций, с точки зрения математическом логики, являются исходными позициями математического обеспечения САПР типовых и групповых процессов.

При разработке математических моделей, определяющих структуру технологических операций значение параметров детали отождествлены с логическими условиями их выполнению. Принятое решение позволяет рассматривать классификационный код детали, как ключ для формирования типовых и групповых маршрутных технологических процессов. Это существенно упрощает процесс описание объекта проектирования и алгоритм решения задачи.

### ***Выводы***

Разработанная система математического обеспечения САПР типовых и групповых процессов позволяет:

- максимально упростить процесс описания проектируемого объекта;
- сократить трудоёмкость подготовки входной информации для автоматизированного проектирования технологических процессов;
- сократить объём нормативно-справочной информации системы;
- упростить алгоритм автоматизированного проектирования типовых и групповых процессов;

Математическое обеспечение для автоматизированного проектирования типовых и групповых процессов внедрено в учебный процесс при изучении курса "САПР ТП". Выданы методические рекомендации ряду предприятий машиностроительного производства для решения задач по автоматизации технологической подготовки производства.

### **Литература**

- 1 Норенков И.П. Введение в автоматизированное проектирование технических устройств и систем. М.: «Высшая школа», 1986.
- 2 Справочник по теории вероятностей и математической статистики. Киев: «Наукова думка» 1998 .

УДК 621. 9

**Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И.**  
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОМ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛА**

*Expression allowing to define the overfall of temperatures on the surface of disk or in internal his layers at different parameters of the thermodynamics system is offered, that pre-determines possibility of prognostication of intensity of wear of disks at thermofrictional treatment of flat surfaces of purveyances.*

### **Введение**

Для повышения производительности труда и качества продукции, снижения эксплуатационных расходов и себестоимости обработки металлов резанием в машиностроении необходимые новые, прогрессивные способы обработки, режущие инструменты и технологические процессы. Одним из эффективных путей решения этой проблемы является нагрев зоны резания с целью снижения прочностных характеристик металла и силовых параметров процесса.

Прогрессивным способом обработки плоскостей и разрезки металла является термофрикционное резание [1]. Способ основан на использовании теплоты работы трения, а в качестве инструмента применяют стальные диски, изготовление которых из дешевых конструкционных материалов позволяет экономить дорогостоящие высоколегированные, быстрорежущие стали, титановые и твердые сплавы.

Ранее были проведены исследования тепловых явлений при термофрикционном резании металла, направленные на изучение температурных полей обрабатываемых заготовок [2, 4]. Однако температурное поле инструмента изучено недостаточно, несмотря на его исключительное влияние на интенсивность износа рабочих поверхностей диска, что приводит к необходимости проведения исследований, позволяющих определить перепад температур на поверхности диска или во внутренних его слоях.

### **Основная часть**

Термофрикционное резание характеризуется значительной тепловой нагрузкой, нестационарным температурным полем и наличием в режущем клине температурных градиентов, способствующих возникновению в нем системы циклически изменяющихся температурных деформаций и напря-

жений, что существенно изменяет стойкость инструмента [2, 4].

В период теплового нагружения (рис. 1, линия AC) произвольная точка на поверхности диска изменяет свою температуру от  $\Theta_{\min}$  до  $\Theta_{\max}$ . Неравномерный прогрев материала обуславливает температурную деформацию поверхности и появление сжимающих напряжений, уравновешенных растягивающими напряжениями в средней области. За время теплового разгрузки (линия CA') поверхностные слои охлаждаются интенсивнее нижних, сжимающие напряжения уменьшаются до нуля, а затем переходят в растягивающие.

Быстропротекающие циклические тепловые воздействия зачастую приводят к тому, что напряжения превышают пределы прочности. Особую опасность представляет период теплового разгрузки, когда запас пластических свойств материала диска быстро исчерпывается, а растягивающие напряжения резко возрастают до наибольших значений. При этом наблюдается хрупкое разрушение рабочей поверхности режущего клина в виде сколов, выкрашиваний и трещин, приводящее к потере работоспособности инструмента.

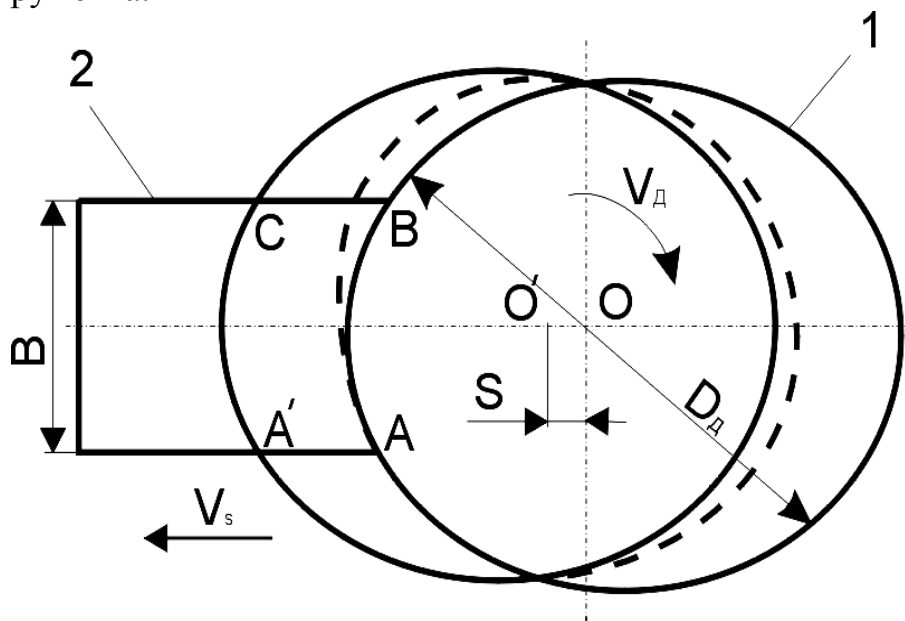


Рисунок 1 – Схема теплового нагружения диска

В связи с этим целесообразно рассмотреть изменение температуры точек режущего клина в процессе охлаждения. Термодинамическая система применительно к рассматриваемому варианту состоит из участка поверхности диска 1 (рис. 2), представляющего полубесконечное тело в направлении оси X, источника теплоты 2 интенсивностью  $q$  и охлаждающей среды 3, которой может быть газ или жидкость.

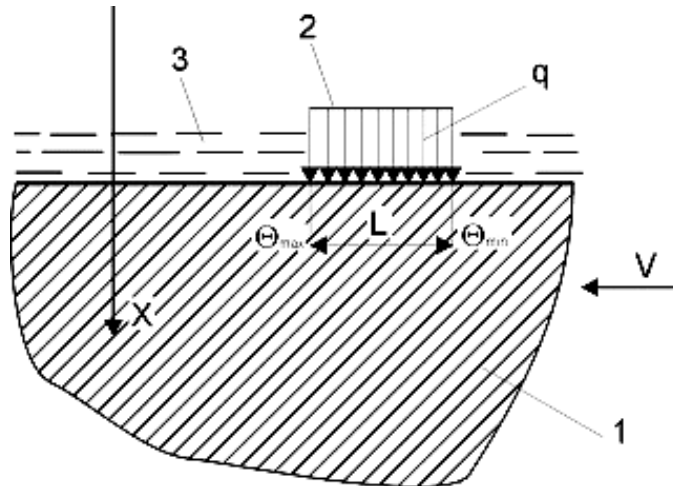


Рисунок 2 – Термодинамическая система

Для определения температурного поля режущего клина диска необходимо решить классическое уравнение нестационарной теплопроводности Фурье [3]

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \tau} - a \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} = 0. \quad (1)$$

Решение этого уравнения целесообразно искать в виде произведения двух функций, одна из которых зависит от  $\tau$ , а вторая – от  $x$

$$\Theta(x, \tau) = e^{\pm ikx - k^2 a \tau}. \quad (2)$$

Функция  $e^{\pm ikx}$  отражает изменения температуры только от линейной величины  $x$ , а функция  $e^{-k^2 a \tau}$  определяет влияние времени охлаждения на температуру точек режущего инструмента. Обе функции содержат одну и ту же величину  $k$  – константу разделения, которая не зависит от  $\tau$  и  $x$  и выбирается произвольно.

С учетом всего диапазона изменения  $k$  выражение (2) можно представить в виде

$$\Theta(x, \tau) = \sum_{k=-\infty}^{k=\infty} e^{\pm ikx - k^2 a \tau}.$$

Отрицательное значение функции характеризует суперпозицию отраженной температурной волны, а положительное – представляет собой бесконечный тригонометрический ряд

$$\Theta(x) = \sum_{k=-\infty}^{k=\infty} C_k e^{ikx} = \sum_{k=1}^{k=\infty} C_1 \cos(k_i x) + C_2 \sin(k_i x),$$

где  $C_1, C_2$  – действительные числа.

Применительно к любому частному решению уравнение (1) можно записать так

$$\Theta(x, \tau) = \sum_{k=1}^{k=\infty} [C_1 \cos(k_i x) + C_2 \sin(k_i x)] C_3 e^{-k^2 a \tau}. \quad (3)$$

Подчинив уравнение (3) начальным и граничным условиям ( $x=0, \tau=0$ ), получим

$$\Theta(x=0; \tau=0) = \sum_{k=1}^{k=\infty} [C_1 \cos(k_i x) + C_2 \sin(k_i x)] C_3 e^{-k^2 a \tau} = 0$$

Откуда

$$C_1 \cos(0) = -C_2 \sin(0).$$

Тогда  $C_1=0$ , следовательно, частное решение вида  $C_2 \sin(k_i x)$  необходимо опустить, как не удовлетворяющее заданным условиям. Окончательно запишем

$$\Theta(x, \tau) = \sum_{k=1}^{k=\infty} C_1 \cos(k_i x) C_3 e^{-k^2 a \tau}. \quad (4)$$

Расчеты и литературные данные [2–4] показывают, что при регулярном тепловом режиме, в отличие от неустановившегося, ход процесса определяется граничными условиями, а температура во всех точках тела достаточно точно характеризуется только первым членом ряда (4)

$$\Theta(x, \tau) = C_1 \cos(k_i x) C_3 e^{-k^2 a \tau}. \quad (5)$$

Обозначим  $C = C_1 C_3$  и для определения этой постоянной примем граничные условия третьего рода [3], что является оправданным, так как рабочие поверхности диска могут охлаждаться газовой и жидкостной средами.

В общем случае теплоотвод с поверхности инструмента зависит от аккумуляющей способности охлаждающей среды – ее коэффициента теплоусвоения, который определяется по формуле [3]

$$b = \sqrt{\frac{\lambda \rho c}{\pi \tau}},$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности охлаждающей среды;  $\rho c$  – удельная объемная теплоемкость.

Тогда удельный тепловой поток в охлаждающей среде

$$q = -\frac{b \partial \Theta}{\partial x}. \quad (6)$$

Согласно закону сохранения энергии количество теплоты, отведенной в единицу времени с заданной поверхности, должно соответствовать количеству теплоты, подводимой к этой поверхности из внутренних объемов тела благодаря теплопроводности

$$q = -\frac{\lambda \partial \Theta}{\partial x}. \quad (7)$$

Знак “минус” показывает, что тепловой процесс стремится к равновесию.

Закон распределения температуры по толщине диска можно найти после двойного интегрирования  $\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} = 0$ , что соответствует

$$\Theta(x) = C_1 x + C_2.$$

Постоянные интегрирования определим из граничных условий, полагая при  $x=0$ ;  $\Theta=\Theta_1$ ;  $C_2=\Theta_1$

$$x = \delta; \quad \Theta = \Theta_2; \quad C_1 = \frac{(\Theta_1 - \Theta_2)}{\delta}.$$

Поставив полученные выражения в формулу (7), найдем закономерность, позволяющую рассчитать подвод теплоты из внутреннего объема режущего клина

$$q = -\frac{\lambda(\Theta_F - \Theta_i)}{\delta},$$

где  $\Theta_F$  – температура поверхности инструмента;  $\Theta_i$  – температура на некотором расстоянии от поверхности;  $\delta$  – пограничный слой, в котором происходит наиболее интенсивное изменение температуры (3...4 мм).

Следовательно, с учетом выражений (6), (7), применительно к термофрикционному резанию можно записать граничные условия теплообмена в виде

$$\frac{\lambda(\Theta_F - \Theta_i)}{\delta} = b \frac{\partial \Theta}{\partial x}. \quad (8)$$

Знак “минус” опускаем, так как теплота отводится от диска.

Примем закономерность изменения температуры внутренней области клина, соответствующую (5), записав

$$\Theta_i = \Theta(x, \tau) = C \cos(k_i x) e^{-k^2 a \tau}.$$

Тогда температура поверхности диска  $x=0$  в разное время охлаждения

$$\Theta_F = \Theta(x, \tau) = \Theta_{\max} e^{-k^2 a \tau}.$$

Изменение температуры окружающей среды с учетом коэффициента теплоусвоения выразим соотношением

$$b \frac{\partial \Theta}{\partial x} = e^{-k^2 a \tau} C k \sin(k_i x).$$

Окончательно граничные условия (8) представим в виде

$$\frac{\lambda}{\delta} [\Theta_{\max} - C \cos(k_i x)] = b C k \sin(k_i x).$$

Из последнего выражения определим постоянную  $C$

$$C = \frac{\Theta_{\max}}{\left[ \frac{b k \delta}{\lambda} \sin(k_i x) + \cos(k_i x) \right]}.$$

Примем  $k=2/s$ ,  $2\delta=s$ , где  $s$  толщина поверхностного слоя диска, наиболее подверженного влиянию температурных напряжений (6...10 мм). Теп-

лообмен на границе тела с охлаждающей средой выразим безразмерным комплексом – числом Био, а влияние времени охлаждения – числом Фурье

$$Bi = \frac{bs}{2\lambda_u}; \quad Fo = \frac{4a\tau}{s^2}. \quad (9)$$

С учетом этих выражений формула для расчета температурного поля режущего клина диска при термофрикционном резании в период охлаждения примет вид

$$\Theta(x, \tau) = \frac{\Theta_{\max}}{2Bi} \frac{e^{-Fo}}{s \cdot ctg(2x/s) + 1},$$

или в безразмерной форме

$$\frac{\Theta(x, \tau)}{\Theta_{\max}} = \frac{s \cdot ctg(2x/s)}{2Bi + s \cdot ctg(2x/s)} e^{-Fo}. \quad (10)$$

Отношение (10) с учетом выражений (9) может быть предварительно рассчитано и табулировано применительно к различным условиям термофрикционного резания.

### **Выводы**

Как показали результаты проведенных исследований термофрикционное резание характеризуется значительной тепловой нагрузкой и нестационарным температурным полем инструмента, способствующим возникновению в нем системы циклически изменяющихся температурных деформаций и напряжений, что существенно изменяет стойкость инструмента.

Предложенное выражение позволяет определить перепад температур на поверхности диска или во внутренних его слоях при различных параметрах термодинамической системы, что предопределяет возможность прогнозирования интенсивности износа дисков при термофрикционном резании металла.

### **Литература**

- 1 Зарубицкий Е.У. Обработка деталей диском трения // Физические процессы при резании металлов. – Волгоград: ВолгПИ, 1984. – С. 131–134.
- 2 Зарубицкий Е.У., Талантов Н.В., Покинтелица Н.И. Тепловые явления при термофрикционной обработке // Конструирование и производство транспортных машин. – Харьков: ХГУ, 1989. – С. 28–30.
- 3 Якимов А.В., Ткаченко Б.О., Зимин С.Г., Якимов А.А. Основы теории тепловых явлений при шлифовании деталей машин. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 272 с.
- 4 Зарубицкий Е.У., Плахотник В.А., Покинтелица Н.И. Исследование температурных явлений процесса термофрикционной обработки коррозионно-стойких сталей // Повышение эффективности процесса резания материалов. – Волгоград: ВолгПИ, 1987. – С.67–69.





-модуль проектирования специального инструмента;

Главным отличием модулей баз данных является представление их в виде нейросетевых моделей, обученных на множестве справочных данных. Объемность справочных данных дает основания считать такой подход достаточно удачным.

В результате объединения совокупности модулей в единую виртуальную лабораторию (комплекс компьютерных моделей) появляется возможность вести не только технологическое проектирование, но и всесторонне исследовать результаты проектирования при варьировании исходных данных и непосредственном наблюдении результатов проектирования.

Особенность данного подхода к технологическому проектированию состоит, прежде всего в том, что различные базы данных формируются в виде моделей-гомеостатов. Примером такого гомеостата может служить следующий пример структурной схемы гомеостатической модели из следующей задачи.

Задача: исследовать гомеостатическую модель объекта при изменении переменной  $x_1(x_2; x_3)$ .

Под исследованием будем понимать получение и анализ зависимостей  $x_2(x_1; x_3)$  и  $x_3(x_1; x_2)$

Рассмотрим модель гомеостата (рис.1):

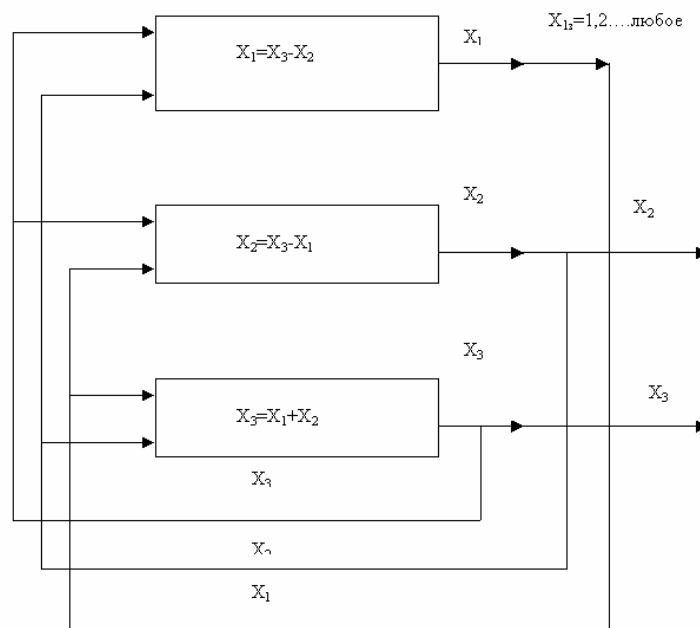


Рисунок 1 – Структурная схема гомеостатической модели

Принимая задаваемым значениям  $X_{13}$  в качестве «выхода» получим следующие значения  $X_2$  и  $X_3$ . Из уравнений (2):

$$\begin{cases} X_2 = X_3 - X_{13} \\ X_3 = X_{13} + X_2 \end{cases}$$

$$\begin{aligned} X_2 &= X_{13} + X_2 - X_{13} \\ X_2 &= X_2 \end{aligned}$$

Это значит, что при такой (неполной) постановке модель остается в прежнем состоянии равновесия:

$$\bar{X} = \{X_{13}; 0; 0\}$$

Для того, чтобы гомеостатическая модель могла использоваться для решения поставленной задачи, необходимо зафиксировать часть переменных. Однако такой случай, по-видимому, касается только линейных моделей.

Рассмотрим степенную модель, как наиболее информативную в условиях, когда информация отсутствует полностью:

$$\left\{ \begin{aligned} X_3^\gamma &= X_1^\alpha X_2^\beta \\ X_1^\alpha &= X_3^\gamma / X_2^\beta \\ X_2^\beta &= X_3^\gamma / X_1^\alpha \end{aligned} \right. \quad (4)$$

Пусть  $X_1=1$

$$\begin{aligned} X_3^\gamma &= X_2^\beta \\ 1 &= X_1^\alpha = X_3^\gamma / X_2^\beta \\ X_3^\gamma &= X_2^\beta \end{aligned}$$

При изменении  $X_1$  меняется условие равновесия, которое в базе данных представлено результатом поиска по ключу. Построение гомеостатических моделей связано с отысканием наиболее адекватных описаний частных моделей. Нередко, в силу слабой значимости, не все переменные учитываются частными моделями. Тогда возникает возможность анализа структуры данных и формирования частных методик определения устойчивых состояний гомеостата т.е. поиска результатов наиболее рациональных технологических решений.

Следует отметить, что наиболее интересным с точки зрения оптимального технологического проектирования является использование вышеописанных гомеостатических моделей.

1. Гомеостатическая модель является результатом всестороннего анализа исходных данных с позиций дуализма рассмотрения одной и той же переменной в виде либо аргумента, либо в виде функции.

2. Гомеостатическая модель, построенная правильно, находится в равновесном, устойчивом состоянии, соответствующем определенному сочетанию значений факторов этой модели. Это сочетание значений факторов соответствует минимуму информационной энтропии, т.е. наиболее упорядоченному состоянию. Предположение о том, что наиболее упорядоченная система является наиболее эффективной, вряд ли нуждается в доказательстве (хотя такое доказательство возможно на основе аппарата теории информации).

3.Совоупность последовательно соединенных (согласно методике технологического проектирования) гомеостатических моделей позволяет формировать на каждом этапе технологического проектирования оптимальную часть технологического процесса.

4.Потеря устойчивости гомеостатической одной из гомеостатических моделей в их совокупности свидетельствует о том, что данный этап технологического проектирования нуждается в коренном изменении (меняется принцип, метод, структура технологического процесса и т.п.).

Каждый из модулей виртуальной лаборатории (исключая модель описания детали), таким образом, представлен гомеостатической моделью.

Методика построения каждого модуля виртуальной лаборатории включает следующие этапы:

1.Формирование структуры аргументов-функций, используемых модулем.

2.Создание таблицы данных как совокупности обучающего и тестового множества.

3.Выбор и обоснование структуры нейросетевой модели.

4.Обучение модели вида  $X_{1j}=F_1(X_{2j};X_{3j}...X_{nj})$  т.е. настройка коэффициентов связи нейроподобных элементов и проверка адекватности модели на тестовом множестве. Особенностью этого этапа является такой подбор обучающего и тестового множеств, при котором ошибка обучения равна ошибке тестирования.

5.Выполнение п.4 для всех функций  $X_{ij}$  с оценкой уровня значимостей аргументов моделей.

6.Составление гомеостатической модели (модуля технологического проектирования) из моделей п.4 и 5. Здесь следует помнить о возникновении циклических ссылок, что делает наиболее удобным аппарат MathLab.

7.Анализ установившегося равновесного состояния гомеостатической модели и исследование поведения модели при изменении каждого аргумента во всем диапазоне его существования.

Все вышеперечисленные этапы являются обязательными для построения каждого модуля виртуальной лаборатории. Дальнейшее использование модулей производится путем соединения аргументов в единый комплекс.

### **Выводы**

1.Полученная аналитическая модель отличается тем, что при различных исходных данных она меняет свою структуру, т.е. изменяется алгоритм функционирования модели, а значит и выполняется основной принцип адаптивных моделей.

2.Построенная виртуальная лаборатория технологического проектирования представляет собой адаптивный вычислительный комплекс, обладающий свойствами оптимизации по критерию минимума информационной энтропии. Такие вычислительные комплексы отличаются возможностью широкого тиражирования и крайне низкой себестоимостью. Использование их в исследовательской практике, в реальном производственном процессе и при подготовке специалистов представляет существенные перспективы.

УДК 621. 941

**Нечепаев В. Г., Гнитько А. Н.**  
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

## **СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К ПРОЕКТИРОВАНИЮ УСТРОЙСТВ УДАЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ЗАКРЫТЫХ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ**

*The system representation of research object (system of a swaft deleting at closed profile grooves milling) is executed. This system has allowed to create the structurally functional scheme. The integral mathematical model of this scheme allows to determine design and regime parameters of a swaft deleting devices for closed profile grooves at their milling.*

### ***Введение***

При выполнении исследований и проектных работ в передовых областях техники широкое применение находят методы системного моделирования [1]. Предметом системного моделирования как научного направления является изучение общих закономерностей выбора и обоснования моделей системы, реализация вычислительных экспериментов, обработка и интерпретация их результатов [2, 3 и др.].

В настоящее время при проектировании систем удаления стружки методы системного моделирования практически не используются. В полной мере это относится и к системам удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов (Т-образных, прямоугольных, типа «ласточкин хвост» и др.). Одной из основных причин этого является отсутствие концепции системного моделирования этих процессов, которая должна основываться на системном подходе с его конкретными видами реализации: системном анализе, исследовании операций и т. д.

В настоящей работе рассматривается системный подход к проблеме моделирования рабочих процессов удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов.

### ***Основная часть***

Рассматриваемые устройства удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов в общем случае являются механо-пневогидродинамическими транспортирующими системами. Практическое отсутствие экспериментальных данных и теоретических исследований таких систем применительно к процессам удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов требует отыскания рациональных подходов для их исследования, учитывающих изменение и

усложнение характера взаимосвязей в процессе функционирования. Указанное обуславливает целесообразность рассмотрения изучаемого объекта с системных позиций, предусматривающих рассмотрение сложных технических объектов как целостных систем, состоящих из совокупности структурных единиц, взаимодействующих между собой и с внешней средой.

Применительно к решаемым задачам в качестве представительного объекта исследований выделим механо-пнеumo-гидродинамическую систему удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов (СУС) (рис. 1).

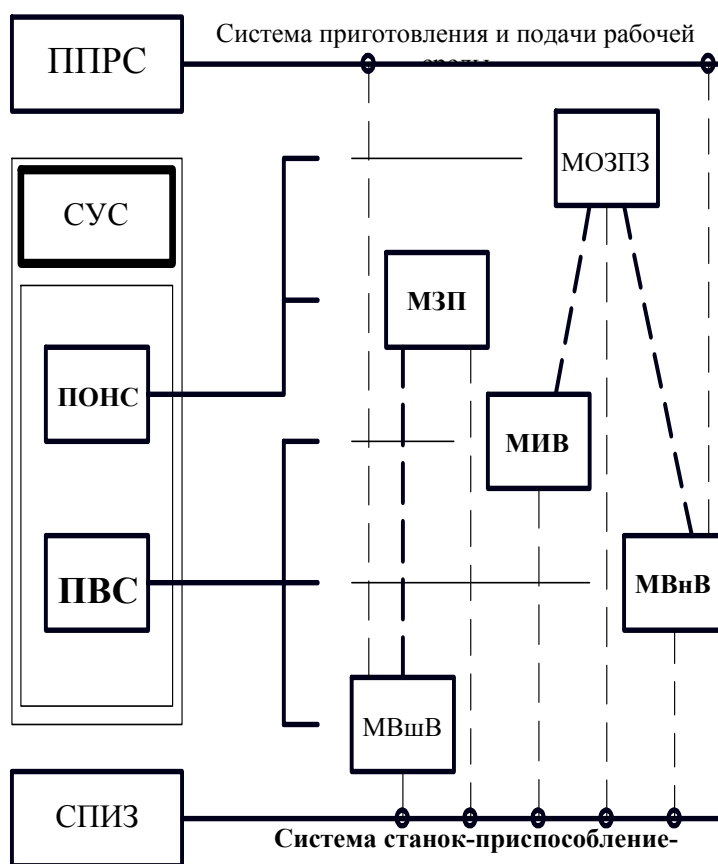


Рисунок 1 - Системное представление объекта исследований

Как известно, любая система допускает разделение ее на конечное число подсистем в зависимости от поставленных задач и внутренней сложности системы. В соответствии с этим, систему удаления стружки СУС рассмотрим как совокупность нескольких подсистем, обладающих определенной функциональной самостоятельностью и взаимодействующих как между собой, так и с двумя внешними системами – системой приготовления и подачи рабочей среды (ППРС) и системой станок – приспособление – инструмент - заготовка (СПИЗ) (рис. 1):

- механическая подсистема отделения и накопления стружки (ПОНС), внутри которой реализуются процессы заполнения стружкой пространства между зубьями инструмента и полости паза при его обработке. Включает в свой состав режущий инструмент (фреза), обрабатываемая заготовка (образующийся паз и отделяемые элементы стружки);

- механо-пневно-гидродинамическая подсистема воздействия на стружку (ПВС), обеспечивающая удаление стружки из пространства между зубьями фрезы и очистку паза в процессе его обработки. Включает в свой состав режущий инструмент, устройства и линии подачи рабочей среды, струеформирующие насадки, рабочую среду (СОТС, воздух и др.).

Известно [4], что если система или подсистема является совокупностью взаимодействующих между собой объектов, каждый из которых способен выполнять определенного рода функции системы или подсистемы, то целесообразно дальнейшее выделение этих объектов в качестве модулей, являющихся вспомогательными структурными единицами.

Исходя из этого, подсистема ПОНС подразделяется на модули отделения и заполнения пространства между зубьями (МОЗПЗ) и заполнения паза (МЗП).

Подсистема ПВС включает в себя модуль инерционного воздействия (МИВ), модуль внутреннего пневмо-гидродинамического воздействия (МВнВ), модуль внешнего пневмо-гидродинамического воздействия (МВшВ).

При некой благоприятной совокупности значений параметров и режимов систем СУС и СПИЗ может быть осуществлено удаление отделенных элементов стружки без принудительного воздействия. Модуль МИВ реализует инерционное воздействие на элементы стружки, находящиеся в пространстве между зубьями фрезы.

Модуль МВнВ реализует подачу воздушно-жидкостной рабочей среды по каналам внутри инструмента с целью удаления стружки из пространства между зубьями фрезы и перемещения ее на некоторое расстояние вдоль паза.

Модуль МВшВ реализует подачу пневмо-гидродинамической рабочей среды вне инструмента с целью удаления стружки из паза. В рассматриваемой системе СУС присутствуют внутренние связи между модулями МЗП и МВшВ, модулем МОЗПЗ и модулями МИВ, МВнВ носящие детерминированный характер. В системе СУС имеют место как внутренние взаимосвязи между своими структурными элементами, так и внешние, с внешними системами СПИЗ и ПППРС, также носящие детерминированный характер.

Таким образом, анализ особенностей функционирования механо-пневмо-гидродинамической системы удаления стружки позволяет охарактеризовать ее как детерминированную техническую систему со сложным строением.

Системное представление исследуемого объекта позволило разработать его структурно-функциональную схему (рис. 2), на которой взаимосвязи между отдельными элементами системы дополнены взаимосвязями между математическими моделями, описывающими функционирование как системы в целом, так и ее отдельных модулей. В соответствии с приведенной схемой, функционирование каждого из модулей описывается одной или несколькими математическими моделями. Так, ММ1, ММ2 описывают функционирование отдельных модулей, а именно МОЗПЗ и МЗП соответственно. ММ3 и ММ4 характеризуют функционирование модуля МИВ, модели ММ3, ММ4 и ММ6 – модуля МВнВ, а ММ5 и ММ6 – модуля МВшВ. В соответствии с приведенной схемой, функционирование всех модулей описывается совокупностью математических моделей ММ1...ММ6.

ММ1 отделения и заполнения стружкой пространства между зубьями

$$k_{zn} = f_1(l, h1, \beta_3, \omega_n, S_z, d, a, k_p, N),$$

где  $k_{zn}$  – коэффициент заполнения пространства между зубьями фрезы;  $l$  – высота режущей части фрезы;  $h1$  – длина передней поверхности зуба фрезы;  $\beta_3$  – угол между передней поверхностью зуба фрезы и поверхностью затылка;  $\omega_n$  – угол подъема винтовой канавки;  $S_z$  – подача на зуб;  $d$  – диаметр фрезы;  $a$  – ширина предварительно обработанного паза;  $k_p$  – коэффициент разрыхления стружки;  $N$  – количество оборотов фрезы.

ММ2 заполнения стружкой паза

$$L = f_2(x_n, d, c, \varepsilon, a, l, k_p),$$

где  $L$  – длина перемещения фрезы, соответствующая заполнению свободного пространства обрабатываемого паза отделенной стружкой;  $x_n$  – длина перемещения элемента стружки вне пространства между зубьями фрезы;  $c$  – высота паза;  $\varepsilon$  – угол естественного откоса массива стружки.

ММ3 удаления элемента стружки из пространства между зубьями

$$y = f_3(\omega, f_n, \alpha, \delta, F_{np}, \rho_c, S_z, d, a, l, \beta, g, f_n, h1, r_{fp}),$$

$$\dot{y} = f_3(\omega, f_n, \alpha, \delta, F_{np}, \rho_c, S_z, d, a, l, \beta, g, f_n, h1, r_{fp}),$$

где  $y$  – длина перемещения элемента стружки вдоль передней поверхности зуба фрезы;  $\dot{y}$  – выходная скорость элемента стружки;  $\omega$  – угловая скорость элемента стружки в переносном движении;  $f_n$  – коэффициент трения элемента стружки по передней поверхности зуба фрезы;  $\alpha$  – передний угол зуба фрезы;  $\delta$  – угол наклона вектора центробежной силы инерции;  $F_{np}$  – сила принудительного пневмо-гидродинамического воздействия на элемент стружки;  $\beta$  – угол наклона вектора силы  $F_{np}$  к передней поверхности зуба фрезы;  $\rho_c$  – плотность элемента стружки;  $g$  – ускорение свободного падения;  $f_n$  – коэффициент трения элемента стружки по нижней поверхности паза;  $r_{fp}$  – радиус фрезы.

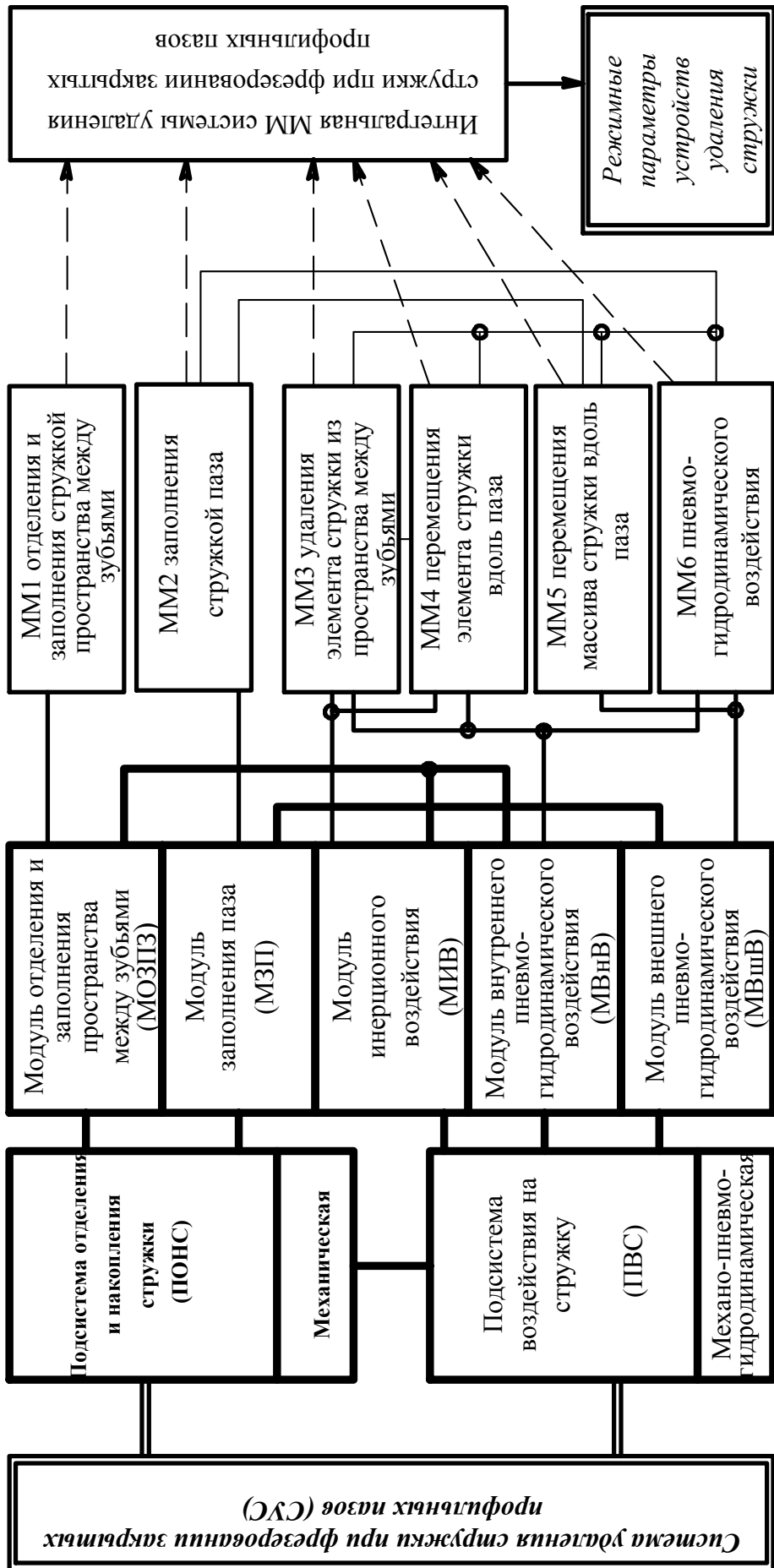


Рисунок 2 - Структурно-функциональная схема системы удаления стружки при фрезеровании закрытых профилированных пазов



#### ММ4 перемещение элемента стружки вдоль паза

$$x_n = f_4(\rho_c, S_z, d, a, l, k_y, k_p, \rho_0, h, Q_n, F_n, d_0),$$

где  $\rho_0$  - плотность рабочей среды, используемой для перемещения элемента стружки вдоль паза;  $h$  - длина струи рабочей среды;  $Q_n$  - расход рабочей среды у насадка;  $F_n$  - сила трения по нижней поверхности паза;  $d_0$  - диаметр отверстия насадка.

#### ММ5 перемещение массива стружки вдоль паза

$$F_{np} = f_5(f, \rho, g, L, \gamma, d, h_{фр}, n_б, d_к),$$

где  $f$  - коэффициент сопротивления перемещению стружки по поверхностям обрабатываемого паза;  $\rho$  - плотность стружки;  $L$  - длина перемещаемого тела волочения;  $\gamma$  - угол наклона струи рабочей среды;  $h_{фр}$  - высота фрезы;  $n_б$  - коэффициент бокового давления;  $d_к$  - диаметр концевой фрезы (используемой для предварительной обработки).

#### ММ6 пневмо-гидродинамического воздействия

$$F_{np} = f_6(d_0, h, p_0),$$

где  $p_0$  - давление у насадка.

Наличие взаимосвязей между ММ6 и ММ2-ММ5, ММ3 и ММ4, а также ММ2 и ММ5 отражает целесообразность их совместного рассмотрения. Отсутствие взаимосвязей между моделями указывает на возможность их самостоятельного анализа. Совокупность согласовано взаимодействующих моделей ММ1 – ММ6 образует единую интегральную математическую модель системы удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов.

Интегральная математическая модель позволяет определять конструктивные и режимные параметры устройств удаления стружки для закрытых профильных пазов при их фрезеровании.

#### **Выводы**

1. Выполнено системное представление объекта исследования (системы удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов), в результате чего выделены 2 подсистемы и 5 модулей, а также установлены их взаимосвязи.

2. Для описания функционирования как отдельных подсистем и модулей, так и системы СУС в целом, установлено необходимое количество математических моделей, а также их взаимосвязи.

#### **Литература**

- 1 Научные основы прогрессивной техники и технологии / Марчук Г.И., Образцов И.Ф., Седов Л.И. и др. - М.: Машиностроение, 1986.-375 с.
- 2 Николаев В.И., Брук В.М. Системотехника: методы и приложения. - Ленинград: Машиностроение, 1985.- 199с.
- 3 Дитрих Я. Проектирование и конструирование. Системный подход. - М.: Мир, 1981.- 454 с.
- 4 Месаревич М., Тахакара Я. Общая теория систем: математические основы /Перевод с английского. - М.: Мир,1978.-312 с.

УДК 551.16.19.35

**Тарасов А.Ф., Короткий С.А.**  
ДГМА, Краматорск, Украина

## **КОМПЛЕКСНЫЙ ПОДХОД К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ТЕХНОЛОГИИ И ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ ДЛЯ ЛИСТОВОЙ ШТАМПОВКИ**

*The influence of elastic deformations of working elements of a die on technological conditions of dividing operations is analysed in article. The way of holes production, allowing to increase capability of punch and quality of cut surface, is offered.*

Дальнейшее совершенствование штамповой оснастки для разделительных операций листовой штамповки связано с повышением стойкости рабочего инструмента. К решению этой проблемы необходимо подходить комплексно: во-первых, необходимо совершенствовать методики расчета элементов штамповой оснастки, воспринимающих технологическую нагрузку; во-вторых, необходимо разрабатывать новые и оптимизировать существующие технологические процессы листовой штамповки с целью снижения нагрузок, действующих на рабочий инструмент штампа.

При выполнении разделительных операций листовой штамповки элементы штампа упруго деформируются под действием технологической нагрузки, что оказывает существенное влияние на точность получаемых деталей и стойкость рабочего инструмента штампа. Поэтому при проектировании штамповой оснастки необходимо учитывать упругие деформации элементов штампа, воспринимающих нагрузку, т.е. необходим комплексный (конструктивно-технологический) подход к проектированию штамповой оснастки.

При эксплуатации штамповой оснастки износу подвержена и режущая кромка пуансона, на которой вследствие действия значительных радиальных нагрузок происходит скалывание. В этой связи с целью повышения стойкости режущего инструмента штампа разработан способ пробивки, позволяющий получать отверстия с фаской и повышенным качеством среза.

При использовании предложенного способа на матрице 1 (рисунок 1) размещают контурную прокладку 3, отверстие в которой эквидистантно контуру разделения. На прокладку 3 укладывают заготовку 4. При выполнении технологической операции получения отверстия с фаской заготовка 4 фиксируется на контурной прокладке 3 прижимом 5. Пуансон 2 сначала прогибает заготовку 4 в отверстие контурной прокладки 3, формируя фаску, а затем внедряется в заготовку и производит пробивку на матрице 1. При этом заготовка опирается на матрицу по контуру среза.

При выполнении технологической операции описанным способом обеспечивается естественный угол изгиба заготовки, который зависит от

высоты контурной прокладки  $H$  и разницы диаметров отверстий в матрице  $D_{\text{матрицы}}$  и в контурной прокладке  $D_{\text{прокладки}}$ . Кроме того, при выполнении пробивки отсутствует трение заготовки о матрицу, что обеспечивает свободное радиальное оттеснение металла по периметру среза и приводит к снижению радиальных нагрузок на пуансон, что повышает его стойкость.

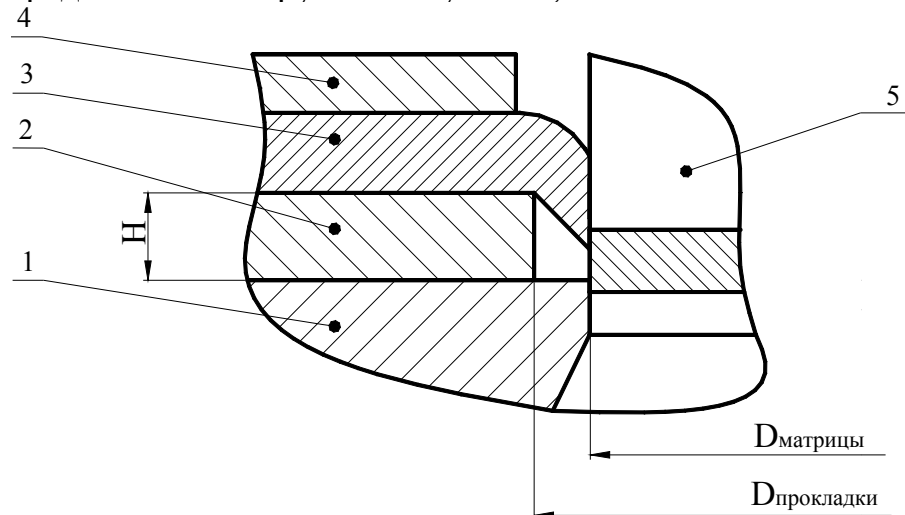


Рисунок 1 – Схема пробивки отверстия с фаской и повышенным качеством среза

Предложенный способ может быть использован для повышения прочности соединения деталей путем сварки. При этом наличие фаски по контуру отверстия обеспечивает повышение длины линии контакта между свариваемыми деталями и увеличение высоты  $H_k$  зоны контакта между ними (рисунок 2), за счет чего прочность сварного соединения повышается.

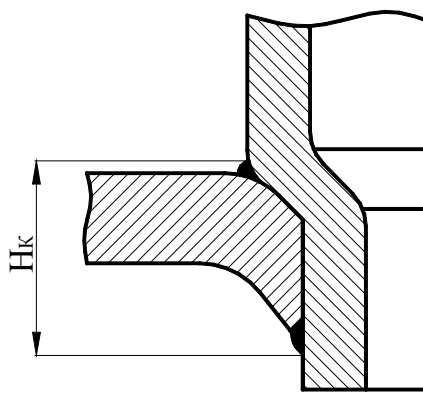


Рисунок 2 – Сварное соединение с повышенной прочностью

Экспериментальное исследование предложенного способа проводилось на ЗАО «НКМЗ». В качестве базового был выбран штамп для пробивки трех отверстий диаметром  $d = 28$  мм за один технологический ход пресса. Для реализации предложенного способа была изготовлена контурная прокладка высотой  $H = 3$  мм, в которой выполнены три отверстия, диаметры которых  $d_1 = 30,8$  мм,  $d_2 = 33,6$  мм,  $d_3 = 36,4$  мм.

Таким образом, смещение эквидистантных контуров в прокладке относительно контура разделения составило соответственно 5%, 10% и 15% от диаметра пробиваемого отверстия.

В качестве заготовок использовались прямоугольные листы толщиной  $s = 1,5$  мм, размеры которых в плане составляют 165x235 мм. Материал заготовок – сталь 08КП.

В результате выполнения технологической операции получили отверстия с фаской (рисунок 3).

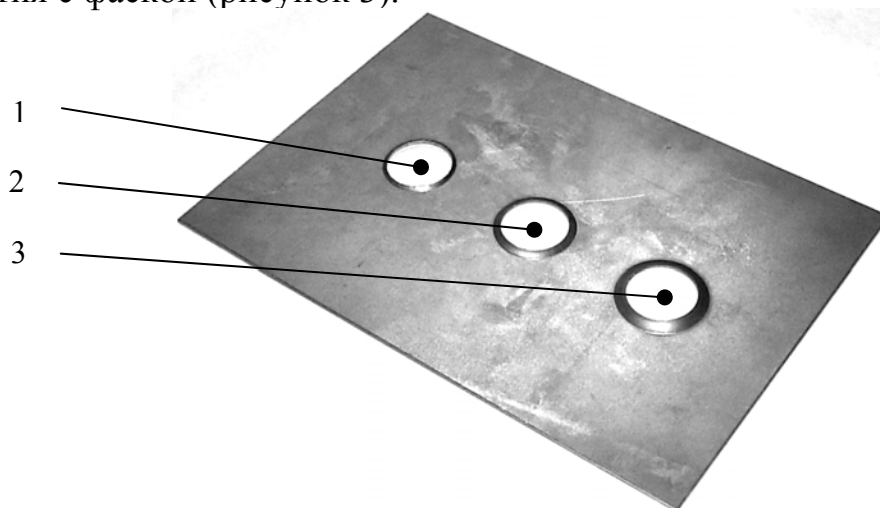


Рисунок 3 – Отверстия с фаской, полученные предложенным способом

Характер поверхности скола свидетельствует о том, что высота блестящего пояса и смещение эквидистантного контура в прокладке являются обратно пропорциональными величинами. В частности, для отверстия 3 была получена поверхность скола, близкая к поверхности скола при обычной пробивке на матрице. Для отверстия 1 блестящий пояс распространился практически на всю высоту поверхности разделения (рисунок 4).

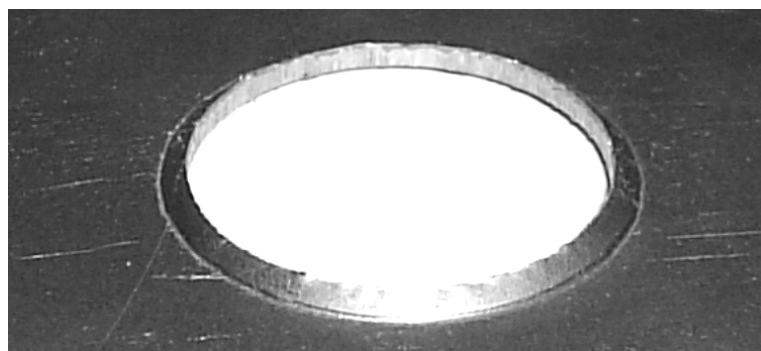


Рисунок 4 – Поверхность скола отверстия, пробитого со смещением эквидистантного контура в прокладке на 5% от диаметра отверстия в матрице.

В практике проектирования обеспечение жесткости штамповой оснастки достигается путем увеличения толщин плит штампового блока, что влечет за собой высокую металлоемкость штампового производства.

При расчете конструктивных параметров элементов штамповой оснастки, как правило, используются методики, основанные на замене реальных конструкций упрощенными моделями (нагруженными балками). В этой связи известен ряд методов расчета плит штампового блока: расчет плит как нагруженных балок [1, 2, 3], расчет максимального прогиба нижней плиты штампового блока с использованием уравнения упругой линии [3] и другие аналитические методы [4]. Перечисленные методы основаны на ряде допущений, упрощающих расчет, и не позволяют определить локальные характеристики напряженно-деформированного состояния нагруженных элементов штамповой оснастки. Кроме того, они не учитывают упругие деформации рабочего инструмента штампа (матрицы и пуансона). Поэтому необходимо дальнейшее развитие методов расчета воспринимающих технологическую нагрузку элементов штамповой оснастки, что можно осуществить путем использования современных расчетных систем анализа конструкций методом конечных элементов [5].

При проведении численных экспериментов с использованием метода конечных элементов рассматривались упругие деформации матрицы разделительного штампа, т.к. именно она определяет точность штампуемой детали. При проведении расчетов была разработана расчетная схема, в которую входят нижняя плита штампового блока и размещенная на ней матрица. Стол пресса моделировался добавлением в расчетную схему жесткой плиты с центральным отверстием. Схема нагружения матрицы представлена на рисунке 5.

Значения действующих на кромку матрицы усилий и геометрических параметров определялись по следующим зависимостям [3, 6]:

$$y = 0,385 \cdot s; \quad x = 0,5 \cdot s;$$

$$P = 1,25 \cdot L \cdot s \cdot \sigma_{cp}; \quad T = \frac{z' + 0,26 \cdot s}{s} P,$$

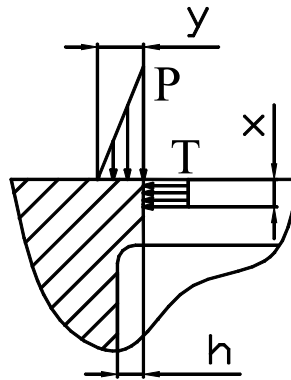
где  $L$  – длина режущего контура, мм;

$s$  – толщина штампуемого материала, мм;

$\sigma_{cp}$  – напряжение при срезе, МПа;

$z'$  – величина одностороннего зазора между матрицей и пуансоном, мм.

Известно, что при выполнении технологической операции максимальные напряжения, возникающие в матрице, локализируются в области ее рабочего отверстия. Однако расчеты показали, что вследствие действия изгибающего момента, который вызван эксцентричным приложением технологической нагрузки и изгибом штампуемого материала во время выполнения технологической операции, значительные напряжения возникают также в месте перехода рабочего отверстия в провальное. При этом величина этих напряжений соизмерима с напряжениями, возникающими на режущих кромках матрицы.



$x, y$  – ширина площадок нагружения;  
 $h$  – нависание рабочего контура матрицы над провальным отверстием

Рисунок 5 – Схема нагружения матрицы в процессе выполнения технологической операции

Кроме того, важным показателем, характеризующим стойкость рабочего инструмента штампа и качество штампуемых деталей, является уменьшение технологического зазора между матрицей и пуансоном вследствие упругого деформирования режущей кромки матрицы под действием технологической нагрузки.

В результате проведения серии численных экспериментов была установлена зависимость уменьшения одностороннего зазора между режущими кромками матрицы и пуансона от нависания рабочего контура матрицы над провальным отверстием (рисунок 6). При этом оказалось, что величина нависания режущего контура матрицы существенно влияет на уменьшение технологического зазора между режущими инструментами штампа при выполнении технологической операции.

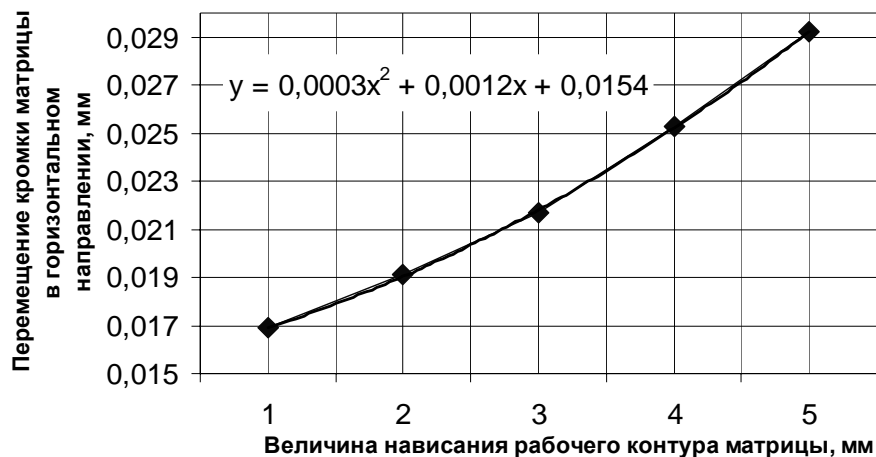


Рисунок 6 – Зависимость уменьшения одностороннего технологического зазора от величины нависания рабочего контура матрицы над провальным отверстием

Поэтому с целью обеспечения установленного ГОСТами допуска на технологический зазор при проектировании провальных отверстий матриц требуется ограничивать величину нависания рабочего контура.

### **Выводы**

1 Обоснована необходимость применения комплексного конструктивно-технологического подхода к проектированию штамповой оснастки.

2 Предложен способ получения отверстий с фаской и повышенным качеством среза, при котором снижаются радиальные нагрузки на пуансон, что положительно влияет на его стойкость.

3 Существующие методы расчета упругих деформаций рабочих элементов штамповой оснастки при действии технологической нагрузки имеют ряд допущений, не позволяющих определять локальные значения деформаций и напряжений в элементах штампов.

4 Показано, что в процессе штамповки рабочие элементы штампа упруго деформируются, что приводит к изменению технологических условий выполнения операции и негативно сказывается на стойкости штамповой оснастки.

5 Установлено, что величина нависания рабочего контура матрицы над провальным отверстием значительно влияет на уменьшение технологического зазора между пуансоном и матрицей при выполнении технологической операции. Поэтому с целью обеспечения установленного ГОСТами допуска на технологический зазор при проектировании провальных отверстий матриц требуется ограничивать величину нависания рабочего контура.

### **Литература**

- 1 Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: Машиностроение, 1971. – 782 с.
- 2 Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка / Под ред. Л.И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с.
- 3 Скворцов Г.Д. Основы конструирования штампов для холодной листовой штамповки. Конструкции и расчеты. – М.: Машиностроение, 1972. – 360 с.
- 4 Козлов Е.К. Аналитический метод определения упругих деформаций штамповых плит прессов // Кузнечно-штамповочное производство, №6, 1986. – С. 26-27.
- 5 Тарасов А.Ф., Короткий С.А. Расчет напряженно-деформированного состояния в элементах штампов с использованием пакета конечноэлементного анализа COSMOS/Works. // Кузнечно-штамповочное производство, №8, 2004. – С. 27-30.
- 6 Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. Учебное пособие для вузов. – М.: Машиностроение, 1997. – 278 с.

УДК 621. 94

**Гузенко В.С., Черномаз В.Н.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **АЛГОРИТМЫ ПОИСКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НИШ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА**

*In the given work the numerical method for automatic detection of such areas, calculation of volume of a technological niche, and also graphic construction of niches, in the form of lines of a level of function of density is offered.*

### ***Введение***

При формировании номенклатуры выпускаемого режущего инструмента и определении его объема необходимо проведение сбора информации, планирование ассортимента продукции, при этом выделяются вопросы сегментации, определение ниши и формирование спроса.

В данной работе предлагается численный метод для "автоматического" обнаружения таких областей, подсчета объема технологической ниши, а также графического построения ниш, в виде линий уровня функции плотности.

### ***Основная часть***

Для правильной идентификации технологических ниш важно построить алгоритм, автоматически распознающий области повышенного спроса. Можно предположить, что в основе возникновения таких областей лежат некоторые "физические" принципы, поэтому производство нового инструмента, соответствующего выделенной нише, будет адекватно соответствовать внутренним потребностям рынка.

Для рационального использования старого и оптимального проектирования нового режущего инструмента необходим интерактивный анализ эксплуатации режущего инструмента. Исходные данные для такого анализа берутся из постоянно накапливающегося банка данных. Сбор статистической информации проводится на предприятиях различных отраслей машиностроения.

Для сбора информации используются следующие методы:

- анкетного опроса;
- моментных наблюдений;
- длительных наблюдений за эксплуатацией инструмента до отказа.

Метод анкетного опроса использован для первичного анализа условий работы инструмента. Опрос осуществлялся путем заполнения ведущими специалистами предприятия анкет по специально разработанной форме.

Метод моментных наблюдений (или метод обходов) применяется для анализа технологических задач и условий их реализации; номенклату-



ры инструмента, используемой на предприятии. В основу положен принцип, когда наблюдатель в случайном порядке обходит изучаемые станки, фиксирует в протоколе необходимые параметры, характеризующие станок, обрабатываемую деталь, инструмент, режимы резания; состояние техпроцесса. Для обеспечения случайности посещения рабочих мест все возможные маршруты нумеровались с помощью таблиц случайных чисел, и составлялся график обходов. Сбор данных проводился в начале, середине и конце смены. Время нахождения инструмента в соответствующем состоянии или время работы для выполнения соответствующей технологической задачи в соответствующих условиях (типоразмер и материал детали, заданная точность и шероховатость ее поверхности, состояние поверхности заготовки, глубина резания и т.д.) прямо пропорционально числу зафиксированных случаев нахождения в этом состоянии или при этих условиях.

Метод длительных наблюдений предназначен главным образом для получения распределений периода стойкости, а также ее зависимости от различных факторов. Эти зависимости отражают процессы изнашивания и разрушения инструмента и являются исходными для оптимизации параметров инструмента и режимов резания. Главным его отличием от других методов является длительность и непрерывность наблюдения за инструментом до его отказа.

На основе анализа статистических данных банка выявляем некоторое технологическое пространство режимов резания (для наглядности ограничимся двумерным случаем).

$$П: \left\{ \begin{array}{l} a_1 \leq x_1 \leq b_1 \\ a_2 \leq x_2 \leq b_2 \end{array} \right\}$$

В качестве этих параметров может быть выбрано  $(x_1, x_2) = (l, h)$ , где  $l$  – длина,  $h$  – высота твердосплавной пластины или  $(x_1, x_2) = (l, \varphi)$ ,  $l$  – длина пластины фрезы,  $\varphi$  – угол в плане. Возможны и другие варианты выбора  $(x_1, x_2)$ .

Технологическое пространство обслуживает некоторая система режущего инструмента  $J_i$  ( $i = 1, \dots, q$ ). С каждым инструментом  $J_i$  связана некоторая область  $D_i$ , будем называть ее технологической нишей данного инструмента. Область  $D_i$  задает множество точек  $(x_1, x_2) \in D_i$  в которых этот инструмент используется. Проводя статический анализ банка данных построим функции  $y = f_i(x_1, x_2)$  – плотность распределения случаев использования инструмента  $J_i$  и  $y = g_i(x_1, x_2)$  функция эффективности использования инструмента в точке  $(x_1, x_2)$ . Естественно, что  $f_i(x_1, x_2) \geq 0$ ,  $g_i(x_1, x_2) \geq 0$  если  $(x_1, x_2) \in D_i$  и равны нулю за пределами  $D_i$ .

Эффективность инструмента в любой подобласти  $V_i \subset D_i$  может быть оценена числом

$$E_{V_i} = \int_{v_i} g_i(x_1, x_2) f_i(x_1, x_2) dx_1 dx_2 \quad (1)$$

Эффективность инструмента на всей технологической нише оценивается числом

$$E_{D_i} = \int_{D_i} g_i(x_1, x_2) f_i(x_1, x_2) dx_1 dx_2 \quad (2)$$

Дальнейшие рассмотрения распадаются на представляющие практический интерес задачи.

**Анализ технологических ниш  
без учета эффективности использования инструмента**

Такой анализ необходимо проводить, когда существующая система инструмента  $J_i$  ( $i = 1, \dots, q$ ) заведомо не достаточна. Технологические ниши  $D_i \subset \Pi$  образуют «острова» в технологическом пространстве. Целью анализа является явное выявление технологических ниш.

Математически задача сводится к построению  $q$  замкнутых линий уровня

$$f_i(x_1, x_2) = C_i \quad (3)$$

где  $C_i \geq 0$  некоторые «пороговые числа» отражающие минимально допустимую долю использования инструмента.

Поскольку аналитическое построение линий (3) невозможно за исключением некоторых частных случаев, когда распределение  $f_i(x_1, x_2)$  близко к двумерному нормальному распределению предлагается алгоритм нулевого порядка построения этих линий.

Этап 1) Находим точку  $(x_1^0, x_2^0)$  для которой  $f_i(x_1^0, x_2^0) > C_i$ .

Такую точку можно найти, используя случайный поиск в технологическом пространстве, либо интерактивно, используя эмпирическую информацию о местонахождении ниши.

Этап 2) Производим сканирование вдоль луча выходящего из точки  $(x_1^0, x_2^0)$  до первой точки в которой  $f_i(x_1^{(1)}, x_2^{(1)}) \leq C_i$ .

Этап 3) Осуществляем поворот луча на малый угол  $\Delta\varphi$ .

Этап 4) Повторяем этап 2.

Этап 5) Алгоритм будем повторять до тех пор, пока  $0 \leq \varphi \leq 2\Pi$ .

Полученная последовательность точек  $(x_1^{(1)}, x_2^{(1)}), \dots, (x_1^{(u)}, x_2^{(u)})$  опишет искомую технологическую нишу.

Проведем визуальный анализ технологических ниш и определим оптимальные параметры проектируемого нового инструмента  $J_{g+1}$ . Зададим для нового инструмента предполагаемые  $y = f_{g+1}(x_1, x_2)$  и повторим анализ.

### **Анализ технологических ниш с учетом эффективности использования инструмента**

К решению задачи в этой постановке приступаем в случае, когда технологическое пространство настолько заполнено системой инструмента, что некоторые из технологических ниш пересекаются  $D_i \cap D_j$ . Возможен также случай, когда априорные предположения о новом, внедряемом в систему инструменте таковы, что его технологическая ниша пересекается хотя бы с одной, из ниш уже имеющейся системы инструмента.

Этап 1). Решаем задачу 1.

Этап 2). Анализируем пересечения технологических ниш, а именно пусть  $DW_{ij} = D_i \cap D_j$ .

Вычислим по формуле (1)

$$E_i = \int_{W_{ij}} f_i(x) g_i(x) dx$$

$$E_j = \int_{W_{ij}} f_j(x) g_j(x) dx$$

здесь  $x = (x_1, x_2)$ .

Пусть  $E_i > E_j$  в этом случае увеличим на небольшую величину коэффициент  $C_j$  в уравнении  $f_j(x) = C_j$  и произведем перерасчет новых значений технологической ниши  $D_j$ , процесс повторим до выполнения равенства

$$|E_i - E_j| < \varepsilon,$$

где  $\varepsilon$  - заданная точность вычислений.

В результате ниша инструмента  $J_j$  сократится и уступит некоторую область технологического пространства более эффективному инструменту  $J_i$ .

### **Выводы**

В результате работы предлагаемого алгоритма на всех пересечениях  $W_{ij}$  произойдет адаптивное перераспределение ниш с учетом того, что более эффективный инструмент будет занимать большие ниши, а менее эффективный меньшие. Не исключается возможность вытеснения некоторых инструментов из технологического пространства. Это произойдет если коэффициент  $C_i \geq \max f_i(x)$

### **Литература**

- 1 Гузенко В.С., Соловьев А.А., Хае Г.Л. Маркетинг для определения стратегии проектирования и постановки на производство новых инструментов //Надежность режущего инструмента. Краматорск: ДГМА, 1994.- Вып. 5.- С. 16-26.
- 2 Г.Г. Коткин, Е.В. Мироненко, В.С. Гузенко Численный метод выявления технологических ниш в механообработке.

УДК 621.3-523.8

**Воронцов Б.С., Витренко В.А., Бочарова И.А., Кириченко И.А.**  
ВНУ им.В.Даля, г.Луганск, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ САД - СИСТЕМ**

*The article investigates the problem of solid-body computer models of hyperbola instruments creation. Algorithm of creation of instruments models is provided. The results of the work can be used in instrument manufacturing.*

### ***Постановка проблемы***

Зубчатые колеса являются одними из самых распространенных типов деталей в машиностроении. Более половины всех изготавливаемых цилиндрических зубчатых колес нарезаются зуборезными инструментами, основанными на схемах формообразования второго класса – долбяками и червячными фрезами. Стоимость изготовления этих колес остается высокой из-за низкой производительности операций зубодолбления и зубофрезерования.

Внедрение в производство более производительного инструмента, основанного на схемах формообразования третьего класса, тормозится сложностью теории проектирования таких инструментов, потребностью высококвалифицированных специалистов-теоретиков в области проектирования инструментов. Современные компьютерные системы позволяют упростить задачу проектирования инструментов, ускорить всесторонний анализ нового инструмента с помощью твердотельных компьютерных моделей и наладить его производство.

### ***Анализ последних исследований***

Разработке и практической реализации новых способов изготовления и обработки зубьев зубчатых колес в пространственном станочном зацеплении зуборезными инструментами, основанными на схемах формообразования третьего класса, посвящена работа [1]. В монографии [2] изложены основы теории и методики трехмерного геометрического моделирования режущих инструментов во взаимосвязи с моделированием процессов формообразования и съема припуска при резании материалов. Дан анализ использования 3-D моделей в объектно-ориентированных системах САД/САМ. Показана эффективность использования компьютерных моделей при проектировании и производстве новых видов инструментов.

**Формулирование целей статьи (постановка задачи).** Твердотельные компьютерные модели [3] позволяют на стадии

проектирования провести всесторонний геометрический и прочностной анализ создаваемых изделий. Поэтому, целью данной статьи является разработка алгоритма создания твердотельных компьютерных моделей гиперболоидных инструментов и его практическая реализация.

### *Основная часть*

Алгоритм создания компьютерной модели гиперболоидного инструмента аналогичен процессу его изготовления. Заготовка гиперболоидного инструмента имеет вид однополостного гиперболоида. Такие заготовки могут быть изготовлены по копиру или при помощи дискового резца. При этом диаметр резца должен равняться диаметру впадин прямозубого цилиндрического колеса, а их вращение должно быть кинематически увязано.

Разработаем компьютерную модель шестнадцатизаходной гиперболоидной фрезы, приведенной в работе [4], с  $m_n=1$  мм и углом подъема витка  $15^0$  для обработки прямозубого цилиндрического колеса с  $z_1=76$ .

Поверхность зубьев зубчатых гиперболоидных инструментов получают как огибающую цилиндрического прямозубого зубчатого колеса с которым будет зацепляться предлагаемый гиперболоидный инструмент в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 F(\lambda, \mu, \varphi_1) = & -f_1 \frac{\partial \mu}{\partial t} [(f_1 - r_1)(1 - u_{21} \cos \gamma) + \mu u_{21} \sin \gamma \sin \varphi_1 - \\
 & a_w u_{21} \cos \gamma \cos \varphi_1] - f_2' \frac{\partial \mu}{\partial t} [f_2(1 - u_{21} \cos \gamma) - \mu u_{21} \sin \gamma \cos \varphi_1 - \\
 & a_w u_{21} \cos \gamma \sin \varphi_1] = 0 ; \\
 x_2 = & [x_1(\lambda, \mu) \cos \varphi_1 - y_1(\lambda, \mu) \sin \varphi_1 + a_w] \cos \varphi_2 + [x_1(\lambda, \mu) \sin \varphi_1 \cos \gamma + \\
 & y_1(\lambda, \mu) \cos \varphi_1 \cos \varphi - z_1(\lambda, \mu) \sin \gamma] \sin \varphi_2 ; \\
 y_2 = & -[x_1(\lambda, \mu) \cos \varphi_1 - y_1(\lambda, \mu) \sin \varphi_1 + a_w] \sin \varphi_2 + [x_1(\lambda, \mu) \sin \varphi_1 \cos \gamma + \\
 & y_1(\lambda, \mu) \cos \varphi_1 \cos \gamma - z_1(\lambda, \mu) \sin \gamma] \cos \varphi_2 ; \\
 z_2 = & [x_1(\lambda, \mu) \sin \varphi_1 + y_1(\lambda, \mu) \cos \varphi_1] \sin \gamma + z_1(\lambda, \mu) \cos \varphi .
 \end{aligned}$$

Профиль зуба производящего колеса можно получить графически, как огибающую семейства профилей производящей поверхности реечного типа (рис.1).

Далее по точкам строятся В-сплайны или кривые Безье, которые в аналитических расчетах можно представить в виде:

$$\vec{r}(\lambda) = (1 - \lambda)^3 \vec{r}_0 + 3\lambda(1 - \lambda)^2 \vec{r}_1 + 3\lambda^2(1 - \lambda) \vec{r}_2 + \lambda^3 \vec{r}_3,$$

где  $\vec{r}_0, \vec{r}_1, \vec{r}_2, \vec{r}_3$  - радиус-векторы вершин характеристической ломаной,  $0 \leq \lambda \leq 1$  - промежуток изменения параметра.

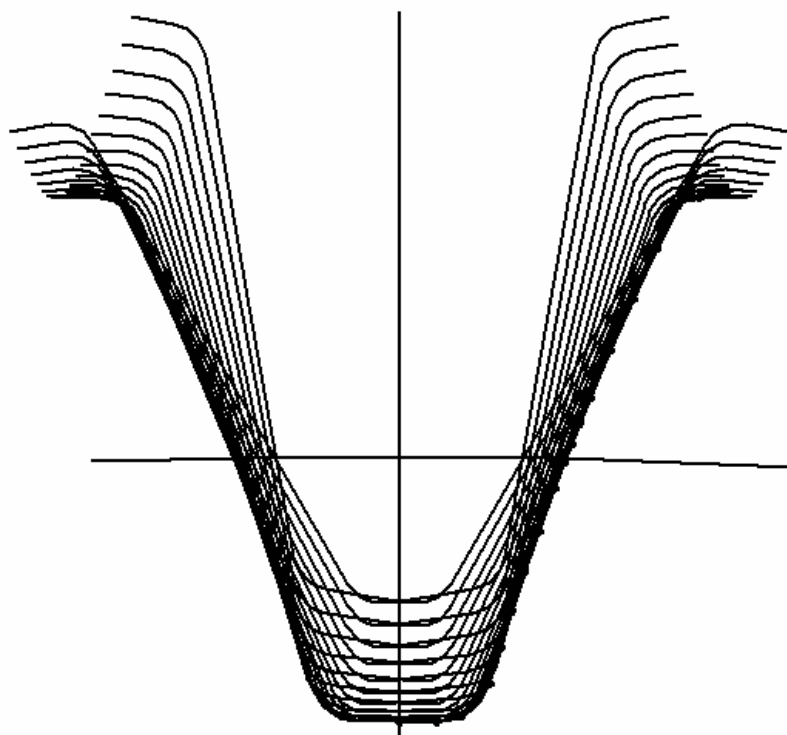


Рисунок 1 – Огибающая семейства профилей

Далее алгоритм моделирования состоит в следующем, в определенной САД-системе в глобальной системе координат строятся вспомогательные плоскости и оси. В работе все построения выполнялись в системе КОМПАС 3-D V7 Plus. Первая вспомогательная плоскость жестко связана с заготовкой инструмента. Вращение заготовки определяется углом поворота этой плоскости относительно оси z глобальной системы координат.

Вторая вспомогательная плоскость проведена под прямым углом к первой и определяет положение третьей плоскости, которая находится на расстоянии, равном межосевому расстоянию станочного зацепления. Это расстояние можно редактировать в процессе моделирования инструментов в зависимости от конкретной задачи.

В третьей плоскости строится вспомогательная ось производящего колеса под углом скрещивания зацепления к оси z глобальной системы координат. Перпендикулярно этой оси строится средняя плоскость

производящего колеса, в которой будет располагаться профиль производящего зуба.

На рис.2 показана заготовка инструмента, вспомогательные плоскости и оси. Профиль зуба производящего колеса может поворачиваться в своей плоскости на угол, кинематически связанный с углом поворота заготовки инструмента. После копирования профиля зуба в среднюю плоскость производящего колеса под требуемым углом осуществляется операция «вырезать элемент выдавливания», которая имитирует первый проход удаления материала заготовки.

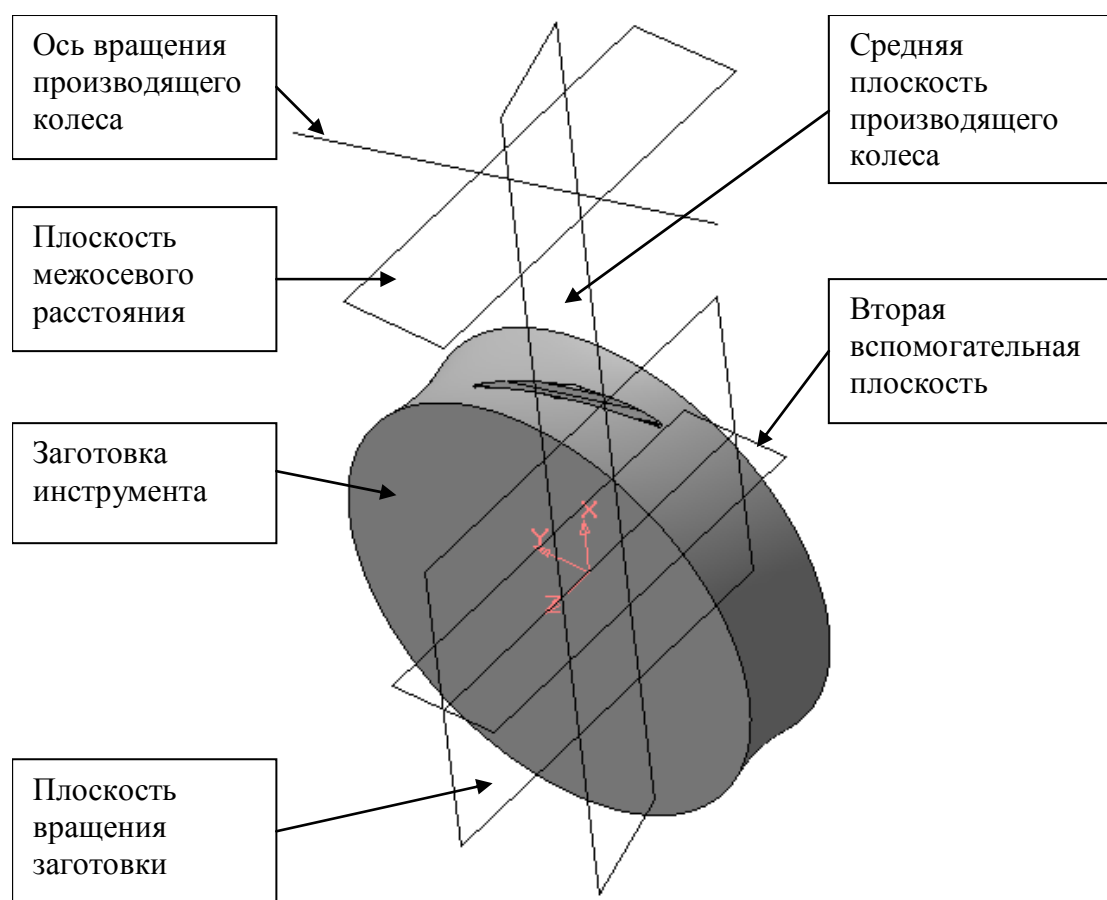


Рисунок 2 – Заготовка инструмента с вспомогательными построениями

На рис.2 показан результат удаления материала, когда углы поворота заготовки и инструмента равны нулю. На любом шаге можно смоделировать и рассчитать объем удаляемого материала и его массу.

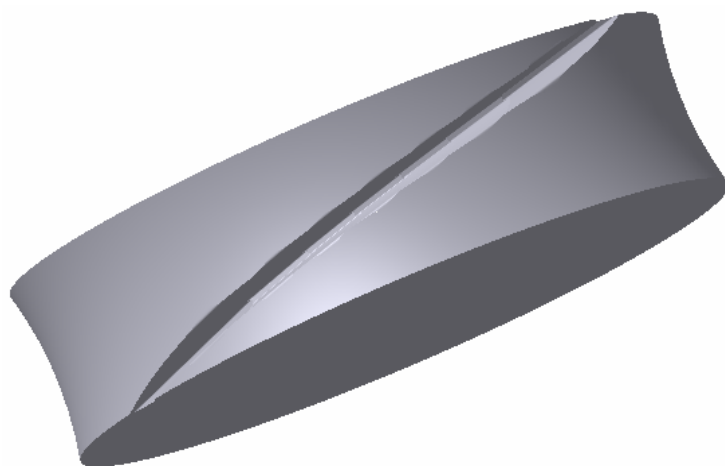


Рисунок 3 – Первая впадина инструмента

Согласовано поворачивая заготовку и производящее колесо, повторяем эту операции необходимое количество раз, моделируя каждый проход инструмента. На рис.3 показана первая впадина инструмента, полученная таким способом.

Используя операцию «массив по концентрической сетке», получаем необходимое количество витков инструмента (рис.4).



Рисунок 4 – Заготовка шестнадцатизаходной фрезы

Для получения компьютерной модели фрезы необходимо «прорезать» стружечные канавки. Для этого создаем под заданным углом дополнительную плоскость, в которой строим профиль дисковой фрезы. Используя операцию «вырезать элемент выдавливания», создаем первую канавку, а с помощью операции «массив по концентрической сетке» завершаем создание гиперболоидного инструмента (рис.5).





Рисунок 5 – Гиперболоидный инструмент

### ***Выводы***

Предложенный алгоритм твердотельного моделирования позволяет создавать компьютерные модели гиперboloидных инструментов для изготовления различных типоразмеров цилиндрических зубчатых колес. При этом нет необходимости каждый раз создавать новые модели, система позволяет вносить геометрические изменения в процессе редактирования.

Полученные компьютерные модели можно использовать для геометрического и прочностного анализа (например, методом конечных элементов) зубьев инструмента, анализа углов резания, величины снимаемого слоя материала, а также для получения образцов на прототипирующих машинах и станках с ЧПУ.

### **Литература**

- 1 Вітренко В.О. Гіперболоїдні інструменти для обробки і обладнання прямозубих зубчатих коліс: Автореф. дисс. ... док-ра техн. наук. – Київ, 1995. – 32с.
- 2 3-D моделирование инструментов, формообразования и съём припуска при обработке резанием / Грабченко А.И., Кондусова Е.Б., Кривошия А.В., Равская Н.С., Родин П.Р. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. - 304 с.
- 3 Воронцов Б.С., Бочарова И.А. Компьютерное моделирование объектов машиностроения: Учебное пособие. – Луганск: изд-во ВЛУ им. В.Даля, 2004.- 140 с.
- 4 Витренко В.А. Изготовление и отделка цилиндрических зубчатых колес гиперboloидными инструментами: Монография. – Луганск: изд-во ВЛУ, 1994. – 112 с.

УДК. 621.735.2.043

**Маковецкий В.В., Маковецкий А.В.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ОЦЕНКА КАЧЕСТВА ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ОПЕРАЦИЙ**

*Questions of increasing quality product are considered In article in process molding operation, in accordance with spottiness of the deformation. The Designed criterion of its estimation on base of the account to intensities shift deformation. Such estimation is organized for заготовительной operation and is determined direction of its use for operation of the sharpening*

### **Введение**

В настоящее время достаточно большая доля заготовок производится из современных труднодеформируемых сплавов, которые все больше находят применение в промышленности, в том числе титановых, механообработка которых вызывает определенные сложности и проблемы. Особенно это существенно при получении сложных по форме коробчатых, панельных и изогнутых заготовок [1-4] В связи с этим желательно перевести большую часть формоизменяющих операций на заготовительную стадию. Однако при этом возникают определенные трудности, связанные как с отсутствием необходимого в настоящее время парка оборудования, так и в сложностях качественной штамповки этих труднодеформируемых сплавов. По разному решаются проблемы устранения послеоперационного искажения формы, [4] как правкой так и совершенствованием штамповой оснастки.

Однако существует целая группа дефектов, таких как недостаточная проработка металла, неравномерность структуры, складкообразование, зависящих от характера деформирования изделия.

Как показатели качества могут быть использованы: технологичности изделия, такие как КИМ, точность, шероховатость и ряд других относящихся непосредственно к технологическому процессу и характеризующих возможность образования определенных дефектов заготовок.

Причем на большинство из них влияет показатель, определяющий качество деформирования. Основной показатель процессов деформирования это оценка однородности деформирования.

Поэтому целью настоящей работы является разработка показателя определяющего качество деформирования, в частности неоднородность деформирования заготовки.

**Разработка показателя определяющего качество деформирования**

В частности, рассматривая получение заготовок пространственной конструкции можно выделить такой критерий, влияющий существенно на качество. Это неоднородность пластической деформации, которую можно оценить интенсивностью сдвиговых деформаций. При этом может быть принята простая модель, основывающаяся на гипотезе идеального жестко-пластического тела.

В свою очередь, оценим деформации сдвига при истечении металла в компенсационный выступ. Для этого рассмотрим характер деформирования металла при штамповке заготовки. На рис.1 представлена картина линий скольжения в этом случае.

В соответствии с работами [5,6] картина линий скольжения при вытеснении металла в облой и одновременно в компенсационный выступ будет иметь вид, рис. 1.

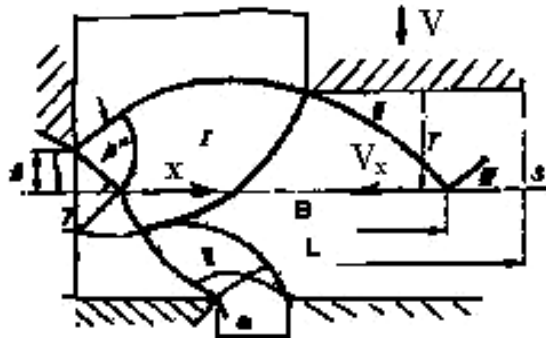


Рисунок 1- Картина линий скольжения в случае штамповки изделия типа коробки при вытеснении металла в облой и компенсационная впадина в черновом ручье штампа, h- высота облойной канавки, a- ширина впадины в штампе, T, L- конструктивные параметры штампа

В нашем случае оценка неоднородности деформации в осевом направлении может быть получена на основании интенсивности деформаций сдвига

$$\Gamma_{il} = 2 * \varepsilon_x = 2 * \ln \frac{x_0}{x},$$

где деформированное состояние предполагается простым, x - смещение точек из положения  $x_0$  при вытекании металла как в облой так и в специально созданный выступ.

С учетом распределения потоков металла и принятого в работе [ 4 ] поля скоростей можно получить выражение для интенсивности деформаций с учетом вытекания металла в компенсационный выступ

$$\Gamma_{i2} = 2 * \ln \left( \frac{\frac{x}{x_0} - \frac{ma}{x}}{1 - \frac{ma}{x}} \right), \quad (2)$$

где, выражение  $\frac{ma}{x}$ ,

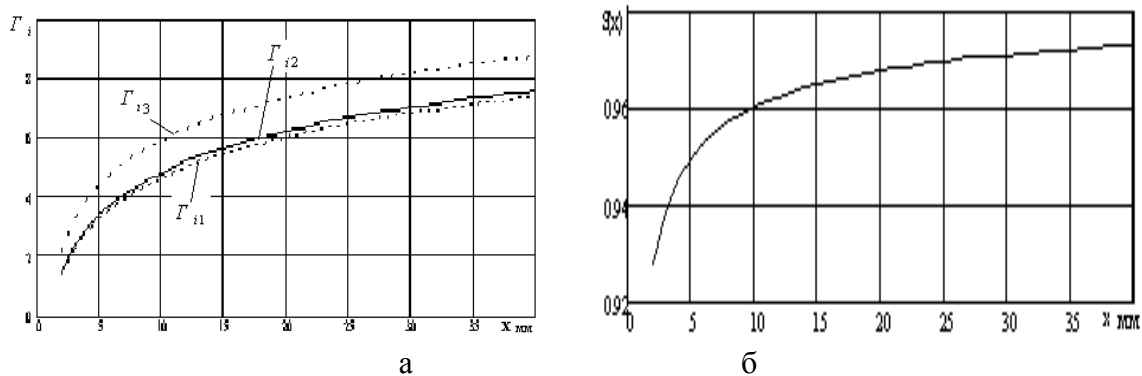
где а - ширина выступа, m- показатель, характеризующий распределение скоростей течения металла.

Обозначим  $k = \frac{ma}{x}$ , тогда формула ( 2 ) примет вид

$$\Gamma_{i2} = 2 * \ln \left( \frac{\frac{x}{x_0} - k}{1 - k} \right).$$

Причем значение коэффициента  $k=0,1$  может иметь различный вид в зависимости от условий деформирования.

Графики, иллюстрирующие, изменение неоднородности деформирования приводим на рис.2а.



а- изменение величины интенсивности деформаций сдвига;

б- изменение показателя S(x), при  $k = 0,1$

Рисунок 2- Зависимость сдвиговых деформаций  $\Gamma_i$  от смещения точек  $x$  из определенного положения-  $x_0$  при конечном формоизменении, где  $\Gamma_{i1}$ , в случае штамповки без компенсирующего выступа, а  $\Gamma_{i2}$  и  $\Gamma_{i3}$  в случае штамповки с компенсирующим выступом, при различных значениях коэффициента  $k$

Необходимо отметить, что с увеличением конечного формоизменения сдвиговые деформации растут, рис. 2а. Т.е. чем сложнее штамповка,

больше перепады ее геометрических параметров, тем больше будет их значение.

При этом из графиков рис. 2 а следует, что наибольшая интенсивность сдвиговых деформаций будет иметь место при штамповки с компенсирующим выступом или впадиной. Отсюда можно сделать вывод, что использование дополнительных конструктивных элементов в штампе увеличивает неоднородность деформации при штамповке, причем на это увеличение существенно влияет ширина впадины  $a$ .

Оценив изменение интенсивности деформаций коэффициентом  $S(x)$ ,

$$S(x) = \frac{\Gamma_{i1}}{\Gamma_{i2}},$$

мы получим график, иллюстрирующий эту зависимость, рис.2б.

Необходимо отметить, что с ростом величины конечного формоизменения величина коэффициента  $S(x)$  существенно возрастает.

Рост показателя свидетельствует, что в случае принятых параметров примерно до 10...15 мм идет интенсивное возрастание коэффициента, а при значениях  $x > 30$  мм показатель меняется несущественно. Отсюда следует, что существуют в каждом случае наиболее приемлемые значения конструктивных параметров штампа и геометрии заготовки при которых неоднородность деформации изменяется незначительно.

Таким образом, получили коэффициент  $S(x)$ , являющийся показателем качества технологического процесса получения заготовок. В частности штамповок из титановых сплавов.

Использование такого показателя как коэффициента  $S(x)$ , характеризующего изменение интенсивности деформаций сдвига как показателя технологического процесса штамповки в комплексе с КИМ и КВТ для заготовок, показателей точности и др. позволит найти рациональный технологический вариант получения изделия и тем самым в конечном итоге повысить производительность процесса.

Другое направление исследований, это возможность использования предложенного показателя при анализе процессов резания, где сдвиговые деформации являются основными при оценке технологического процесса. При этом в основе решения может лежать решение задачи Коши для линий скольжения в зоне стружкообразования [7]. Это позволит оценить неоднородность деформирования при изменении углов резца в первую очередь при резании труднодеформируемых материалов.

### **Выводы**

- Предложено использовать в качестве оценки качества технологических процессов формоизменения таких штамповка и точение неоднородность деформации. Оценка неоднородности была проведена на основе исследования горячей штамповки труднодеформируемых материалов.

- Выявлено влияние интенсивности сдвиговых деформаций  $\Gamma_i$  в процессе формоизменения на модернизацию штамповой оснастки путем изменения ее конструктивных параметров. Установлен относительный рост величины  $\Gamma_i$  с усложнением конструкции получаемой поковки.

- Предложено ввести показатель  $S(x)$ , характеризующий относительный рост неоднородности деформаций, исследование которого показали, что для заданной геометрии заготовки и штампа существует интервал, в котором однородность деформации при использовании измененной оснастки изменяется незначительно.

### **Литература**

- 1 Маковецкий В.В, Соколов Л.Н. Технологические приемы получения поковок типа панели с выступом // Удосконалення процесів и оснащення обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. - Краматорськ: ДДМА. - 2001. - С.236-239.
- 2 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.
- 3 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.
- 4 Маковецкий В.В. Использование усовершенствованной технологии штамповки ряда изделий пространственной конфигурации // Зб. наук. пр. - Краматорськ: ДДМА. - 2003. - С.236-239.
- 5 Макушок Е., М. и др. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. Минск. Наука и техника. 1968. 404 с.
- 6 Гринберг В.М., Ренне И.П. Расчет усилия деформирования при горячей штамповке осесимметричных поковок. КИШП. №8, М: Машиностроение. 1983. С.16-18.
- 7 Дель Г.Д. Технологическая механика. М.: Машиностроение. 1978. -174 с.