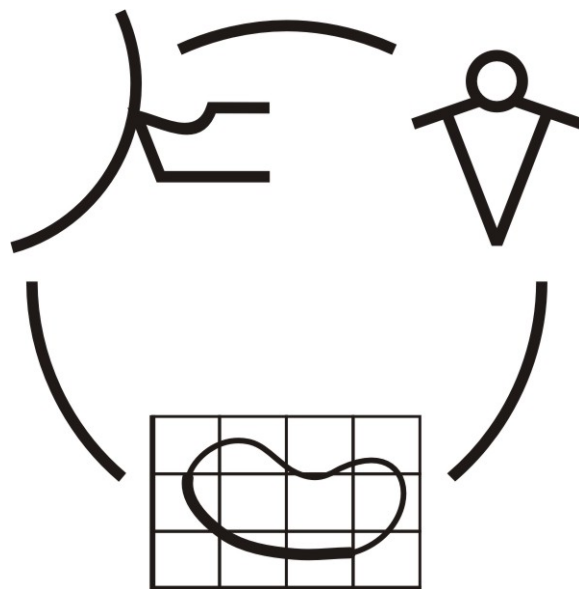


Міністерство освіти і науки України  
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ  
ТА  
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

*Збірник наукових праць*  
Випуск 23



**КРАМАТОРСЬК - КИЇВ 2008**

**УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8**

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ, вип. №23, 2008. – 348 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск-Киев, вып. №23, 2008. – 348 с.

ISBN 978-966-379-250-7

**Редакційна рада:**

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

Адреса редакційної ради: 84313, Україна, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72, Донбаська державна машинобудівна академія, кафедра "Металорізальні верстати та інструменти" тел.( 0626) 41-47-82, E-mail: msi@digma.donetsk.ua

ISBN 978-966-379-250-7

© Донбаська державна машинобудівна академія 2008

## РОЗДІЛ 1

### Процеси та інструменти механообробки

УДК 621.91

**Новиков Н.В., Мановицкий А.С., Клименко С.А.**

ИСМ им. В.Н. Бакуля, г. Киев, Украина

### **РАСЧЕТ СИЛЫ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНОМ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ, ОСНАЩЕННЫМИ КРУГЛЫМИ ПЛАСТИНАМИ**

*New approach is offered to the calculation of force of normal pressure on the front surface of instrument and resultant of formation of shaving as it applies to the terms of sharpening of surfaces of difficult type.*

Как известно из механики резания материалов, для определения нормальной составляющей силы стружкообразования и силы трения осуществляют интегрирование средних значений нормальных  $q_N$  и касательных  $q_F$  контактных соответственно по площади контакта стружки с передней поверхностью резца. Равнодействующая сила стружкообразования представляет собой векторную сумму нормальной и тангенциальной составляющих.

Известно, что удельная сила трения при резании является величиной постоянной для каждого обрабатываемого материала, практически не зависит от условий резания и является определенной константой, которую многие исследователи связывают с физико-механическими свойствами обрабатываемых материалов. В частности, для малопластичных материалов, к которым с полной ответственностью можно отнести износостойкие закаленные стали, высокопрочные и легированные чугуны, формула для расчета удельной силы трения при резании может быть заимствована из работы Ю.А. Розенберга [1]:

$$q_F = (0,35...0,4)S_b \quad (1)$$

В свою очередь, удельная сила трения является показателем, характеризующим процессы трения, вызванные условиями деформирования обрабатываемого материала в зоне стружкообразования, и может быть выражена через усадку стружки, длину контакта стружки по передней поверхности и касательные напряжения в условной плоскости сдвига.

В исследованиях Ю.А. Розенберга [1] показано, что  $\tau_p = 0,7S_b$ , а усадка стружки может быть рассчитана из соотношения:

$$\xi = \frac{q_F \cdot C}{\tau_p \cdot a} \quad (2)$$

Выражая удельную силу трения и касательные напряжения в

условной плоскости сдвига через  $S_b$ , и подставляя меньшее значение множителя в уравнении (1), получаем:

$$\xi = \frac{C}{2 \cdot a} \quad (3)$$

Таким образом, для малопластичных износостойких материалов длина контакта стружки по передней поверхности резца может быть выражена через толщину среза и усадку стружки.

Одним из основополагающих тезисов науки о резании материалов является зависимость усадки стружки от степени деформации материала срезаемого слоя. Долгое время усадка стружки является одной из основных характеристик, позволяющих судить о явлениях, происходящих в зоне резания и производить многие расчеты с ее использованием. Используя общепринятую схему стружкообразования с единственной плоскостью сдвига, и зная площади контакта передних поверхностей режущих элементов со срезаемым припуском, можно предпринять попытку описать контактные явления в зоне резания и произвести расчет силы стружкообразования.

Известно [1, 2], что отделение металла происходит в зоне резания, где металл получил деформацию, равную предельной, и при напряжении, равном пределу текучести максимально упрочненного металла. На контакте с передней поверхностью напряжения в металле стружки также достигают своих предельных значений. А.М. Розенберг и О.А. Розенберг [2], М.Ф. Полетика [3, 4] и подавляющее большинство ученых в области обработки материалов резанием считают, что элемент стружки образуется вследствие зарождения и развития трещины в непосредственной близости к режущей кромке инструмента, а направление текстуры стружки стремится к направлению конечной плоскости сдвига, в которой металл предельно упрочнен и подвергается сдвигу, в результате которого и отделяется стружка от основного материала снимаемого припуска. При дальнейшем контактном взаимодействии стружки с передней поверхностью резца происходит дополнительный нагрев стружки вследствие ее трения о переднюю поверхность и текстура размягченной стружки уже формируется не столько от сдвиговых напряжений при ее отделении, сколько благодаря контактному трению о переднюю поверхность инструмента и внутреннему трению металла стружки.

Феноменологические представления [5] о формировании свойств поверхностного слоя объясняют происходящие преобразования следующим образом: в процессах обработки и эксплуатации в поверхностном слое происходит непрерывное накопление деформаций и исчерпание ресурса пластичности металла на протяжении всех стадий жизненных циклов детали. При этом неупрочненному материалу (до механической обработки) соответствует показатель исчерпания ресурса пластичности  $\Psi = 0$ . На этапах механической обработки происходит постепенное немонотонное развитие пластической деформации



поверхностного слоя. В результате сложной истории накопления и залечивания поврежденности металла формируется итоговая величина показателя истощения ресурса пластичности поверхностного слоя детали при окончательном завершении технологического процесса ее изготовления. Дальнейшее истощение ресурса пластичности поверхности происходит на стадии эксплуатации. При достижении предельного значения  $\Psi = 1$  в поверхностном слое возникает трещина. Эти явления протекают в очаге деформации, возникающем на каждой стадии нагружения как при изготовлении, так и при эксплуатации.

С учетом феноменологической теории формирования поверхностного слоя при резании [5] и теории упрочнения ППД, согласно которой свойства поверхностного слоя определяются путем оценки истории накопления пластической деформации вдоль линий тока в очаге деформации в условиях сложного напряженного состояния [6] рассмотрим возможность использования подобных представлений к процессу свободного ортогонального резания резцом с отрицательным передним углом (рис. 1).

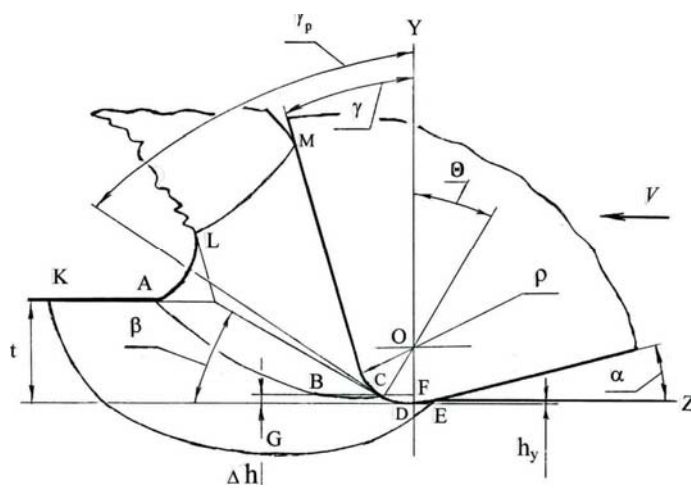


Рисунок 1 – Схема разделения потоков материала припуска при резании

Контур очага деформации  $LAKGEDCM$  описывается рядом характерных линий, разделяющих очаг на определенные зоны. В очаге деформации образуются две зоны – выше и ниже некоторой критической линии тока, совпадающей с контуром  $ABC$ . Пластическое течение металла происходит вдоль линий тока, часть из которых выше критической

линии смещается в стружку, а подрезцовая часть ниже критической линии – под инструмент.

Нижняя характерная зона очага деформации  $BCDEG$  имеет волнообразный контур и подобна очагу деформации при ППД с «выглаживателем», имеющим радиус, равный радиусу округления режущей кромки  $\rho$ . В условиях определенного напряженного состояния вдоль линий тока происходит накопление деформаций и истощение ресурса пластичности металла. Стружка при этом создает дополнительные напряжения. При этом трансформация очагов деформации происходит при определенных значениях угла вдавливания  $\theta$ :

$$\theta = \arcsin d / R_{np}, \quad (4)$$

где  $d$  – горизонтальная проекция передней дуги контакта (на рис. 1. – проекция длины участка дуги контакта  $CD$ )  $R_{np}$  – профильный радиус деформирующего инструмента или радиус округления режущей кромки  $\rho$ . Профильный радиус деформирующего инструмента меняет свой радиус от нескольких десятых долей миллиметра при алмазном выглаживании до десятков миллиметров при обкатывании шариками или раскаткой роликами. Аналог при резании – радиус округления  $\rho$  режущей кромки не превышает величин от нескольких сотых долей миллиметра до десятков микрометров. По приведенным данным в работе [6] угол вдавливания  $\Theta < (30-32)^\circ$  для стационарного очага деформации при ППД и  $\Theta \geq 40^\circ$  при резании в зависимости от пластических свойств обрабатываемого материала. Промежуточное значение угла вдавливания соответствует переходному состоянию от резания к ППД.

Исследования [6] позволили установить, что в очаге деформации смена знака напряжения и деформации происходит в точке раздела потоков металла, координата, которой может флуктуировать вдоль критической линии тока в зависимости от накопленной деформации и исчерпания ресурса пластичности. Очевидно, что чем жестче схема нагружения (большие припуски и отрицательные передние углы инструмента) при обработке материалов с одинаковыми или очень близкими упруго-пластическими свойствами, тем раньше вдоль критической линии тока возникнет предельное состояние и тем дальше от инструмента впереди него расположена критическая точка. Полное исчерпание ресурса пластичности в начале критической линии тока, характерное для малопластичных материалов, приводит к образованию стружки надлома и появлению свободной передней внеконтактной поверхности  $ABC$ . Полное исчерпание ресурса вблизи точки  $C$  (непосредственно на кромке инструмента) приводит к образованию сливной стружки. Полное исчерпание ресурса пластичности на линии  $AB$  перед точкой  $B$  приводит к образованию элементной или ступенчатой стружки. Основываясь на выше изложенных утверждениях, можно предположить, что геометрические и физико-механические показатели поверхностного слоя обработанной детали также будут формироваться под воздействием очага деформации.

В зависимости от упруго-пластических свойств обрабатываемого материала, геометрических параметров инструмента и технологических условий обработки будет формироваться очаг деформации в зоне резания и соответственно, поверхностный слой обработанной детали, характеризуемый соответствующими геометрическими и физико-механическими показателями.

Предложенная в работе [6] гипотеза о трансформации очагов деформации при резании и поверхностном пластическом деформировании (ППД) при определенных значениях углов вдавливания  $(30-32)^\circ > \Theta \geq 40^\circ$

для стационарного очага деформации позволяет предположить, что формирование поверхностного слоя детали происходит путем трансформации материала, перетекающего из припуска под заднюю поверхность резца именно из зоны, ограничиваемой по режущей кромке на участке дуги радиусом  $r$  в диапазоне углов  $0^\circ \leq \Theta \leq 40^\circ$ .

Площадь сечения среза, рассчитываемая как произведение глубины резания на продольную подачу инструмента, не учитывает величины площадки материала припуска в сечении основной плоскости, не срезанного вспомогательной режущей кромкой резца со вспомогательным углом в плане, не равном нулю. Представляется не вполне корректным игнорирование этих величин при окончательной обработке точением износостойких материалов резцами из ПСТМ, в особенности при малых и сопоставимых значениях глубины резания и продольной подачи инструмента. В этих случаях даже при незначительных значениях вспомогательных углов в плане резцов из ПКНБ площадь сечения среза и площадь сечения несрезанных микронеровностей могут составлять величины одного порядка. Поэтому для определения истинной площади сечения среза нами были предложены уравнения для ее расчета с учетом только площади контакта припуска с передней поверхностью резца.

Рассмотрим схему контактного взаимодействия режущей пластины с радиусом  $r$  и со снимаемым припуском материала обрабатываемой заготовки при точении цилиндрической части детали с глубиной резания  $t$  и продольной подачей  $S$ . Схема такого взаимодействия представлена на рис. 2.

Как видно из анализа рисунка, заштрихованная часть представляет собой площадь контакта передней поверхности резца с материалом снимаемого припуска без учета пластической и упругой деформаций

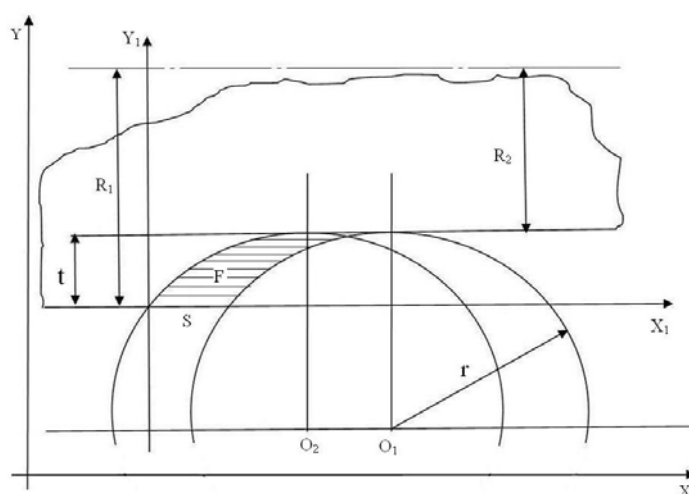


Рисунок 2 – Схема снятия припуска резцом с круглой режущей пластиной на цилиндрической части заготовки

стружки. Как видим, заштрихованная часть не имеет формы параллелограмма, характерного для сечения среза, имеющего место при точении резцами с прямолинейными режущими кромками, а также не очевидно, что площадь сечения заштрихованного сегмента равна произведению подачи на глубину резания или  $S \times t$  или, соответственно, произведению толщины

срезаемого слоя на суммарную длину главной и вспомогательной режущих кромок  $a \times l$ , как принято рассчитывать для резцов с прямолинейными кромками. Рассмотрим отдельно схему снятия припуска глубиной резания  $t$  на цилиндрическом участке заготовки с половиной диаметра, равной радиусу  $R_1$ , резцом с круглой режущей пластиной радиусом  $r$  (см. рис. 2). На схеме радиусом  $R_2$  показана половина диаметра обработанной детали.

Опуская дополнительные построения и произведенные дополнительные преобразования, получаем интегральное уравнение (5) для расчета площади действительного сечения среза снимаемого припуска резцом с круглой режущей пластиной на цилиндрической части заготовки. Полученное уравнение не учитывает величины переднего угла резца и может использоваться для расчета площади действительного сечения среза по текущей координате вершины резца  $X_i$ .

$$A_i = \int_0^S \left( \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2}\right)^2} + t_i - r \right) dx + \int_S^{\sqrt{2rt_i - t_i^2} + \frac{S}{2}} \left( \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2}\right)^2} - \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2} - S\right)^2} \right) dx \quad (5)$$

где:  $F_i$  – действительная площадь сечения срезаемого слоя, мм<sup>2</sup>;  $S$  – подача на оборот, мм/об;  $r$  – радиус режущей пластины, мм;  $t_i = R_{1i} - R_{2i}$  – текущая глубина резания, мм;  $R_{1i}$ ;  $R_{2i}$  – текущие радиусы заготовки и детали, мм.

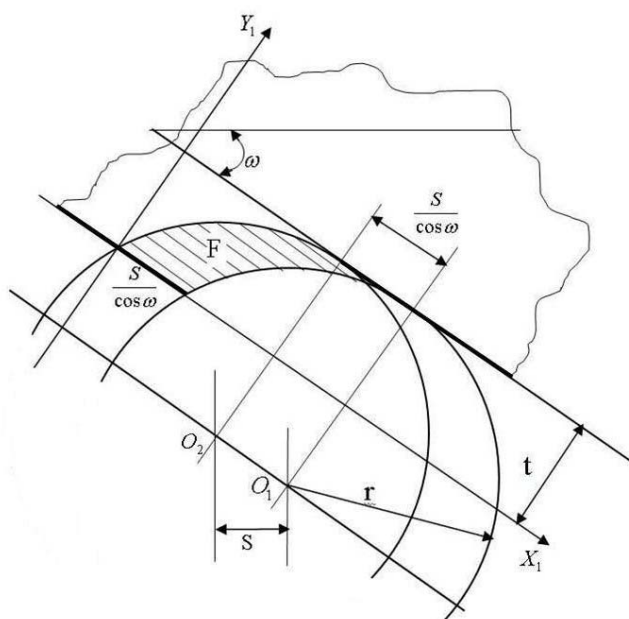


Рисунок 3 – Схема снятия припуска резцом с круглой режущей пластиной на конической части заготовки при входе резца во впадину профиля

Рассмотрим представленную на рис. 3 схему перемещения по контуру режущей пластины с радиусом  $r$  и при точении конической части детали с глубиной резания  $t$  и продольной подачей  $S$ .

Угол наклона конуса к продольной оси детали  $X$  обозначим буквой  $\omega$ . На схеме условно показаны два положения режущей пластины и произведены некоторые геометрические построения, необходимые для получения

представления о положении вершины круглой режущей пластины, а также показаны взаимно перпендикулярные равные углы наклона профиля детали и текущие значения радиуса детали, которые будут в дальнейшем использованы для вывода уравнений для определения истинного сечения среза при точении резцом с круглой режущей пластиной.

Как видно из рис. 3, при перемещении резца по конической поверхности обрабатываемого профиля вершина резца также отклоняется от поперечной оси  $Y$  на угол  $\omega$ , равный углу наклона образующей профиля детали. Для упрощения последующих выводов глубину резания покажем также в направлении пересечения прямой линии, проведенной через вершину резца и центр пластины, с образующей контура обрабатываемой детали. Текущие точки  $M$  условно показывают отклонение припуска и соответственно, истинной глубины резания, от номинальных значений в текущих точках  $A$  положения вершины резца на пересечении с контурной линией детали.

Схема снятия припуска на конической части детали при входе резца в вогнутый профиль представлена на рис. 3, а при выходе из него – на рис. 4.

Учитывая дополнительные построения и опуская некоторые преобразования, получаем интегральное уравнение (6) для расчета площади действительного сечения среза снимаемого припуска резцом с круглой режущей пластиной на цилиндрической части заготовки.

$$A_i = \int_0^{S_\omega} \left( \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2}\right)^2} + t_i - r \right) dx + \\ + \int_{S_\omega}^{\sqrt{2rt_i - t_i^2} + \frac{S_\omega}{2}} \left( \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2}\right)^2} - \sqrt{r^2 - \left(x - \sqrt{2rt_i - t_i^2} - S_\omega\right)^2} \right) dx \quad (6)$$

где  $F_i$  – действительная площадь сечения срезаемого слоя, мм<sup>2</sup>;  
 $S$  – подача на оборот, мм/об;  $S_\omega = \frac{S}{\cos \omega}$  – действительная продольная подача на оборот, мм/об;  $r$  – радиус режущей пластины, мм;  
 $t_i = \frac{1}{\cos \omega} (R_{1i} - R_{2i})$  – действительная текущая глубина резания, мм;  
 $R_{1i}$  – текущий радиус обрабатываемой заготовки, мм;  $R_{2i}$  – текущий радиус обработанной детали, мм;  $\omega$  – угол наклона образующей конуса профиля детали.

Полученное уравнение не учитывает величины переднего угла резца и может использоваться для расчета площади действительного сечения среза по текущей координате вершины резца  $X_i$ .

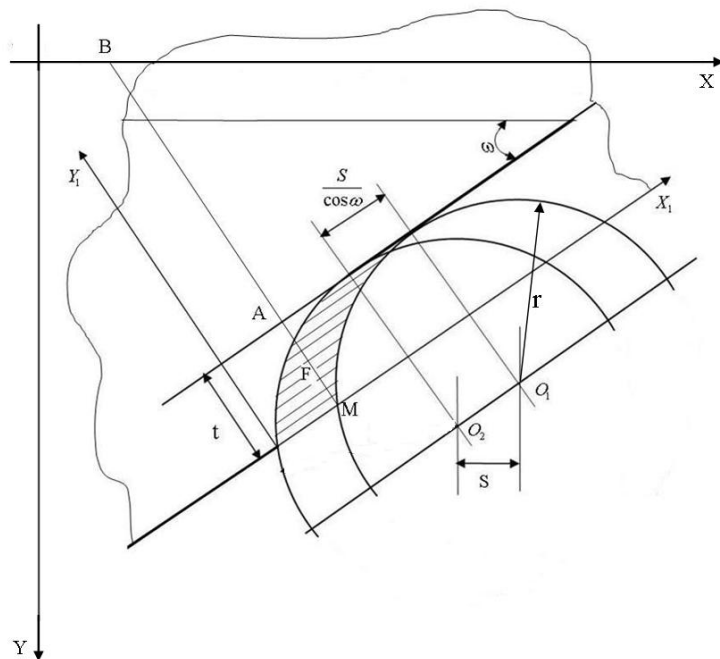


Рисунок 4 – Схема снятия припуска резцом с круглой режущей пластиной на конической части заготовки при выходе резца из впадины обрабатываемого профиля

На самом деле номинальная площадь контакта передней поверхности резца будет пропорциональна усадке стружки и длине контакта стружки по передней поверхности. Поэтому для более точного подсчета площади контакта, а не площади сечения среза, не обходимо величину продольной подачи увеличить пропорционально в соответствии с уравнением (9), а глубину резания разделить на косинус переднего угла, чтобы

получить значение проекции глубины резания на переднюю поверхность резца.

Зная площадь контакта передней поверхности резца со сходящей стружкой и удельную силу трения по передней поверхности, можно произвести расчет силы трения на передней поверхности как составляющей силы стружкообразования.

Анализируя явления в зоне стружкообразования и, можно сделать предположение о том, что угол условной плоскости сдвига будет иметь различные значения в области плоского участка передней поверхности и на радиусной части округленной режущей кромки, причем в этой зоне угол  $\beta$  имеет переменные значения, а разделение потоков материала на припуск и на поток, формирующий обработанную поверхность детали, будет происходить в той зоне, где угол условной плоскости сдвига будет равным нулю. В этом случае направление сдвига будет параллельно вектору скорости резания  $V$  и соответственно составляющей  $P_z$ .

Воспользуемся соображениями, изложенными в [7]. Коэффициент резания  $K_{рез} = P_z / P_y$ :

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\eta - \gamma) = (1 + \mu \operatorname{tg} \gamma) / (\mu - \operatorname{tg} \gamma) \quad (7)$$

Если соблюдается условие  $\beta = 45^\circ + (\gamma - \eta)/2$ , то в плоскости разделения потоков материала при  $\beta = 0^\circ$  отношение тангенциальных напряжений к нормальным в зоне раздела потоков будет равно

коэффициенту трения при резании  $\mu$ . Произведя преобразования, получаем значение истинное значение переднего угла на радиусной кромке при вершине резца:  $\gamma_\rho = \psi - 45^\circ$ . Зная коэффициент трения при резании из экспериментальных данных и приравняв тангенсы найденных углов, можем получить уравнение действительного значения переднего угла  $\gamma_\rho$ :

$$\operatorname{tg} \gamma_\rho = \operatorname{tg} \eta - 1 = \mu - 1. \quad (8)$$

Придавая значения известного переднего угла заточки и подставляя эти значения вместо  $\gamma_\rho$  в уравнение (8), мы можем получить зависимость коэффициента трения резания от величины переднего угла  $\gamma$ :

$$\mu = \operatorname{tg} \gamma + 1 \quad (9)$$

Подставляя в уравнение (6) для расчета  $A_i$  выражения  $t_i = \frac{t}{\cos \gamma}$  и  $S_\omega = 2S\xi$ , а также используя уравнение (1) для нахождения удельной силы трения, рассчитываем силу трения на передней поверхности, как произведение  $A_i$  на  $q_F$ .

С учетом уравнения (9) для определения коэффициента трения находим силу нормального давления на переднюю поверхность и векторную сумму найденных составляющих в качестве равнодействующей силы стружкообразования.

### Литература

- 1 Розенберг Ю.А. Резание материалов: Учебник для техн. вузов.– Курган: Изд-во ОАО «Полиграфический комбинат Зауралье», 2007. – 294 с.
- 2 Розенберг А.М., Розенберг О.А Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / Отв. ред. П.Р. Родин; АН УССР. Ин-т сверхтвердых материалов.– Киев: Наук. думка, 1990.– 320 с.
- 3 Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента.– М.: Машиностроение, 1969.– 148 с.
- 4 Полетика М.Ф., Гольдшмидт М.Г., Стефанов Ю.П. Математическое моделирование процессов резания // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования: Сб. науч. тр. – Киев: ИСМ, 2002. – С. 33–43.
- 5 Смелянский В.М., Блюменштейн В.Ю. Концепция инженерии поверхностного слоя в категориях пластичности и технологического исследования // Инженерия поверхности. Приложение № 4 к журналу: Справочник. Инженерный журнал. – 2001. – № 1. – С. 17–23.
- 6 Смелянский В.М., Блюменштейн В.Ю. Механика свободного ортогонального резания. Феноменологическая теория формирования поверхностного слоя деталей // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования: Сб. науч. тр. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2002. – С. 149–158.
- 7 Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: В 10 т. – Т. 3. Резание материалов лезвийными инструментами / Ф.В. Новиков, А.В. Якимов, Г.В. Новиков и др. – Одесса: Одесский национальный политехнический университет, 2003.– 546 с.

УДК 621.9

**Равська Н.С., Мамлюк О.В., Охріменко О.А.**  
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

## **ЧЕРВ'ЯЧНА ФРЕЗА З ПРОГРЕСИВНОЮ СХЕМОЮ ЗРІЗАННЯ ПРИПУСКУ**

*In the article the new construction of the hobbing cutter with rational the scheme of removal of an allowance is submitted. Theoretically also it practically proved conditions of cutting to such cutters.*

### **Вступ**

В сучасному машинобудуванні при виробництві циліндричних зубчастих коліс широке впровадження отримали черв'ячні зуборізні фрези. Проте в порівнянні з іншими інструментами загального призначення, такі як фрези, свердла різці тощо характеризуються складними умовами процесу різання. Це пояснюється недосконалою схемою різання черв'ячних фрез.

Тому удосконалення конструкцій черв'ячних фрез має важливе практичне значення для збільшення продуктивності процесу зубофрезерування, точності зубчастих коліс. Перспективним в цьому випадку є створення черв'ячних фрез з прогресивною схемою зрізання припуску. Відомі наступні конструкції черв'ячних фрез з прогресивною схемою зрізання припуску [1, 2, 3, 4]:

До генераторних схем зрізання припуску відносяться прогресивні, вершинонавантажені, схеми з по черзі навантаженими бічними кромками, а також схеми з право- та лівостороннім зміщенням зубців на поверхні основного черв'яка (рис. 1.1. а) та схеми з почерговою зміною кроку та кутів підйому стружкових канавок (рис. 1.1. б).

Деформація зсуву та зім'яття шару, зрізуваного вихідною кромкою, можна знизити, якщо стружка, що зрізається вершинною кромкою, буде менше відхилятися в бік вихідної. Це можна здійснити, якщо збільшити товщину шару, що зрізається вершинною кромкою.

Сутність вершинонавантаженої схеми міститься в тому, що зубці фрези вздовж витків з парними номерами занижені по висоті, ріжуть тільки бічними кромками; зубці фрези з непарними номерами мають профіль зуба стандартної фрези, ріжуть усіма різальними кромками: як бічними, так і вершинними, причому вершинні зрізають шари в два рази товщі (рис. 1.2).

Фрези з вершинонавантаженою схемою різання при зношуванні по задній грані в 1 мм мають стійкість майже в два рази вищу стійкості стандартної фрези.

Характер зношування фрез з вершинонавантаженою схемою різання не відрізняється від зношування стандартних фрез. Так само, як у стандартних, більш інтенсивно зношування протікає по заднім поверхням



вихідних кромки з проривом ріжучих ділянок, які прилягають до вершинних. Але зношування протікає повільніше.

Найбільш завантажені зубці фрези з вершинонавантаженою схемою працюють трьома кромками. Збільшення площі зрізу вершинними кромками зубців трохи знижує деформування шарів, що зрізаються вихідними бічними кромками. Кути сходу стружки від вихідних кромки зубців  $\psi_1$  менше кута профілю зуба фрези  $\alpha_0$ .

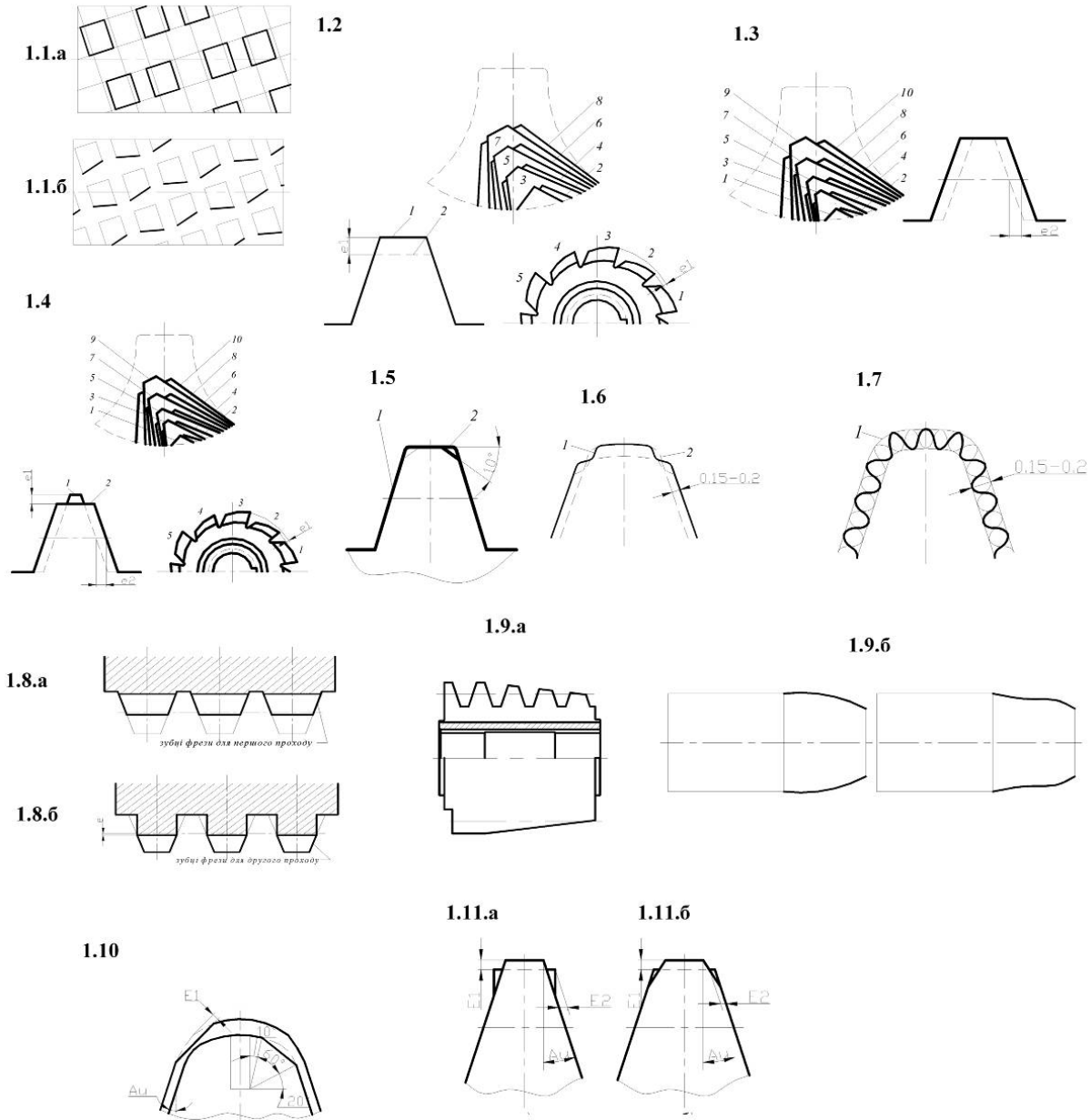


Рисунок 1 – Схеми черв'ячних фрез з прогресивною

Зменшити деформацію шарів, що зрізаються бічними кромками зубців фрез, можна також за рахунок перерозподілу навантаження між двома зубцями так, щоб одні зубці працювали тільки правими бічними і вершинними кромками, а інші - тільки лівими бічними і вершинними кромками (рис. 1.3). Таке зняття припуску дозволяє реалізувати схема з по

черзі навантаженими бічними кромками зубців. За такою схемою різання кожен зуб працює тільки двома кромками, причому бічні кромки зрізають шари подвоєної товщини. Для здійснення такої схеми різання зубці черв'ячної фрези з парними номерами вздовж витка звужені тільки з лівої бічної сторони, а зубці з непарними номерами - тільки з правої.

Стружки, що зрізаються бічними кромками зубців фрези з по черзі навантаженими бічними кромками, мають можливість відхилитися на більший кут. Кути сходу стружок  $\psi_1$  більше  $\alpha_0$ , але значно менше  $90^\circ$ ;  $\alpha_0 < \psi_1 < 90^\circ$ . Шари, які зрізаються, деформуються в меншому ступені.

Деформацію шарів, що зрізаються бічними кромками фрез, можна звести до мінімуму, якщо навантаження між двома зубцями перерозподілити так, щоб одні зубці працювали тільки бічними кромками, а інші – тільки вершинними (рис. 1.4). Така схема подібна до прогресивної схеми при протягуванні, також за такою схемою працюють різцеві головки при зубофрезерування конічних коліс з криволінійним зубом.

Сутність прогресивної схеми міститься в тому, що зубці фрези вздовж витка з непарними номерами зрізають стружку вершинними кромками, у той час як зубці з парними номерами зрізають стружку тільки бічними кромками. Така схема забезпечує найменшу величину деформації зрізуваних шарів усіма різальними кромками. Для здійснення прогресивної схеми необхідно, щоб зубці з непарними номерами були завищені і одночасно звужені відносно зубців з парними номерами, що мають профіль стандартної фрези (рис. 1.4).

При одному і тому ж зношуванні по задній поверхні, що дорівнює 1 мм, стійкість фрези з прогресивною схемою приблизно в 4 рази вище стійкості стандартної фрези.

Характер зношування зубців фрез з прогресивною схемою повністю відмінний від стандартних. Задні поверхні вершинних кромок зношуються рівномірно, ширина смужки зношування вздовж кромки однакова. Смужка зношування задніх поверхонь бічних кромок внаслідок збільшення швидкості різання стає ширше до вершинної кромки. При оптимальних значеннях  $e_1$  і  $e_2$  зношування зубців як парних, так і непарних протікає з однаковою інтенсивністю. Повільне зношування фрез з прогресивною схемою в порівнянні зі стандартними є наслідком слабкої деформації шарів, які зрізаються, незважаючи на їх подвійну товщину.

При роботі фрези з прогресивною схемою різання кути сходу стружок від бічних кромок  $\psi_1 = \psi_2 = 90^\circ$  і деформація зсуву в шарах, що зрізаються мінімальна.

Фрези з прогресивною схемою різання виявляють найбільшу стійкість, але мають один недолік. У них в профілюванні зубців колеса приймають участь в 2 рази менше різальних кромок, що збільшує огранку. Особливо значна огранка виникає при зубофрезерування коліс з малим числом зубців великого модуля. Тому фрези з прогресивною схемою не можуть застосовуватись для остаточної оздоблювальної операції. Вони з успіхом застосовуються для зубофрезерування коліс з наступним

шевінгуванням, шліфуванням або чистовим зубофрезеруванням.

Існує також схема, на вершинній кромці якої розташовані фаски.

На зубцях фрези виготовляються фаски під кутом  $10^\circ$  або  $40^\circ$  на правому боці непарних зубців 1 (рис.1.5) і на лівому боці парних зубців 2. Це сприяє розділенню стружки на дві частини, що зменшує зусилля різання, а також зношування зубців.

Черв'ячні фрези зі стружкороздільними на вершині зуба півкруглими канавками, зміщеними по фазі на  $90^\circ$  у слідуючи один за одним по гвинтовій лінії парних 1 і непарних 2 зубців, забезпечують виключення із взаємодії стружок, які знімаються вершинною та двома бічними різальними кромками (рис. 1.6). Стружка в цьому випадку ділиться на три частини. Всі зубці фрези мають однакову номінальну товщину і висоту.

Подібна модифікація профілю зубців є найбільш вдалою і може застосовуватись у черв'ячних фрез із швидкорізальної сталі та твердого сплаву також у зуборізних довбачів.

Для попереднього зубофрезерування зубчастих коліс великих модулів (понад 8 мм) можуть застосовуватись черв'ячні фрези з хвилястим профілем усєї різальної кромки. Модифікація профілю в даному випадку являє собою хвилясту різальну кромку у слідуючи один за одним по гвинтовій лінії нарізання зубців, зміщену по фазі на  $90^\circ$  через один зуб і дотичну до номінального теоретичного профілю зуба 1 (рис. 1.7).

Має місце застосування і багатозахідних (двох-, трьохзахідних) черв'ячних фрез, у яких зубці, наприклад, першого і другого заходів виконані з хвилястим профілем для попередньої обробки профілю зубчастого колеса, а зубці останнього (другого або третього) заходу мають номінальний стандартний профіль для остаточної обробки. Неодмінною умовою в даному випадку є забезпечення некратности числа заходів фрези числу зубців колеса, яке нарізається.

Однією з останніх розробок є схема черв'ячної фрези на основі поділу інструментальної рейки [2].

З поділеного по висоті профілю рейки нормального початкового контуру утворюється фреза для першого проходу, зубці якої відповідають профілю ніжок зубців цієї рейки (рис. 1.8, а). Фреза для другого проходу утворюється як частина профілю нормального початкового контуру таким чином, що її зубці відповідають головкам зубців цього профілю (рис. 1.8, б).

Для виключення підрізання евольвенти профілю, сформованої першою фрезою, ніжки зубців другої фрези не повинні виходити за межі нормального початкового контуру і можуть мати будь-яку форму, яка відповідає вимогам технологічності. Так як гвинтова поверхня основного черв'яка, на якій розташовані ніжки зубців другої фрези, має допоміжний характер і не приймає участі у різанні, її не розділюють стружковими канавками.

При такій будові фрези зберігаються закономірності формоутворення і профілювання в умовах обкочування, але відбувається перерозподіл

припуску між першим і другим проходами та змінюється схема видалення металу із западин між зубцями колеса, яке нарізається. Для усунення перехідного сліду на поверхні зуба, що утворюється, на одній із фрез необхідно виконати перекриття по висоті зуба в межах  $e = (0.25 \div 0.5) \cdot m$ .

Основною перевагою таких фрез є те, що при незмінному зовнішньому діаметрі фрези за рахунок зменшення висоти зубців можна утворити більшу кількість торцевих зубців (рейок). Це дозволяє розвантажити фрезу завдяки перерозподілу шару, що зрізається, між більшою кількістю зубців по колу, а також при однаковій зі стандартною фрезою подачею  $S_z$ , пропорційно зростанню кількості рейок, збільшити осьову подачу і підвищити продуктивність.

Для того, щоб розвантажити вхідні ділянки фрези, необхідно перенести навантаження на зубці середньої частини фрези. Така зміна схеми зрізання припуску реалізована у фрез з забірним конусом. Забірний конус виконують за прямолінійною твірною (рис. 1.9, а), криволінійною твірною (рис. 1.9, б) або застосовують конічні черв'ячні фрези.

Існує також схема різання (рис.1.10). у якій в якості стружкороздільних елементів є фаски, що взаємно перекриваються. Вони розташовані на правій та лівій бічних сторонах зубців за витком фрези у „шаховому” порядку

На рис 1.11.а фреза має різальні зубці, які зменшені по товщині та чергуються через один за витком з зубцями, що занижені по висоті. Загальна ділянка профілів у кожного із зубців розташована на прямій, яка утворює різальні кромки у вигляді фасок.

Фаски дозволяють підвищити стійкість та продуктивність і знизити трудомісткість. Різновидом такої схеми є схема, показана на рис. 11, б.

Подібні схеми різання, які змінюють за допомогою висотного або кутового корегування форму вершинних та бокових лез, а також профільні кути, є ефективними за рахунок зміни напрямку складових сили різання. Завдяки цьому досягається, як і у генераторних схем різання, зменшення сили різання, коливання її значення у циклі обертання фрези, які не можна компенсувати зміною налагодження, а також зменшення інтенсивності зношування та підвищення стійкості черв'ячних фрез до спрацювання.

Модифікування черв'ячних фрез за рахунок зміни геометрії дозволяє значно покращити умови пластичного деформування. Це робиться завдяки додатнім або від'ємним переднім кутам або їх почергової комбінації на зубцях фрези.

Сюди ж відносяться схеми різання, змінені за рахунок фасок з від'ємним переднім кутом або уступом з додатнім переднім кутом. Таке модифікування знижує навантаження на вершини зубців. Недоліком цих всіх схем є по-перше складний технологічний процес виготовлення таких фрез, не універсальність їх – тільки чорнові, та основний недолік є наступне, що в момент врізання таких фрез вони завжди будуть формувати стружку складної П-образної форми крім фрези, що значно ускладнює процес різання таким фрезами.

### **Черв'ячна фреза з прогресивною схемою зрізання припуску**

На кафедрі інструментального виробництва НТУУ „КПІ” була запропонована нова фреза із стружкороздільною канавкою на вершині (рис. 2).

Форма канавок може бути довільною, однак найбільш технологічними є трапеція, круг, трикутник. Стружкороздільні канавки розташовані на кожному зубі ближче до бічної сторони різальної кромки і передують через один по витку в шаховому порядку відносно гвинтової лінії різьби фрези. Висота канавок може бути 0.1...0.3 модуля, конструкція фрези заявлена в авторському свідоцтві України [5].

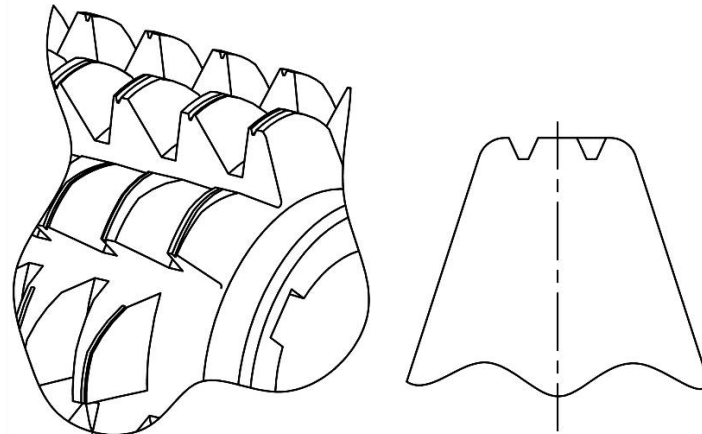


Рисунок 2 - Черв'ячна фреза з прогресивною схемою зрізання припуску

Перевагами такої фрези є те, що:

- за рахунок стружкороздільних канавок досягається гарантований поділ стружки з П-образної до Г-образної форми на всіх стадіях процесу різання;
- розташування канавок у шаховому порядку відносно гвинтової лінії різьби сприяє перерозподілу навантаження різальної частини фрези на більш сприятливе;
- створення працездатної геометрії на різальній частині стружкороздільної канавки, яка не залежить від основної геометрії профілю зуба фрези;
- простота виготовлення таких фрез.

Розрахунки параметрів навантаження різальної кромки таких фрез показують, що на всіх стадіях роботи таким інструментом досягається гарантований поділ стружки (рис. 3).

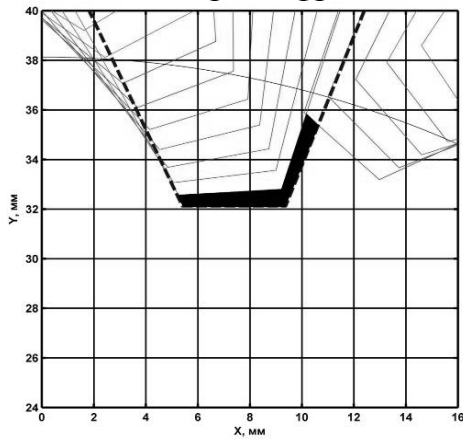
Аналіз наведених розрахункових значень форми стружки показує, що на відміну від стандартної фрези, фреза з прогресивною схемою зрізання припуску ділить стружки з П-форми до більш простої Г-форми, в момент врізання (рис 4.2,4.5), також ділить Г-форму (рис 4.1,4.4) і зменшує величину ширини контакту вершини зуба фрези з поверхнею деталі (рис 4.1, 4.2, 4.4, 4.5). Для зубів фрези, які вже повністю формують западину зубчастого колеса (рис 4.3,4.6) фреза запропонованою конструкції перерозподіляє припуск тим самим зменшує явище затирання зубів фрези.

Для перевірки даних припущень була виготовлена фреза  $m=6\text{мм}$ ,  $Z_f=10$ ,  $d_a=112\text{мм}$  (рис.4), параметри стружко роздільної канавки наведені на рис 5.

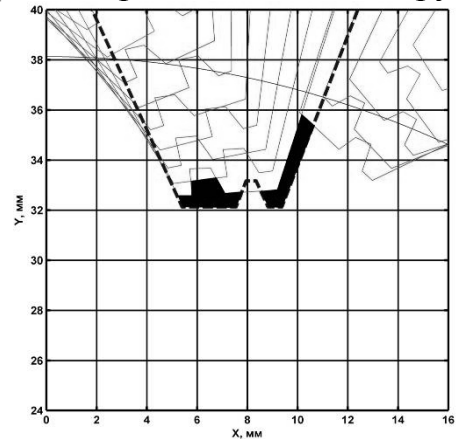
Експериментальна перевірка запропонованої фрези проводилася при нарізанні зубчастих коліс коліс  $m=6\text{мм}$ ,  $z_1=10$ ,  $x=+0,355$ , матеріал заготовки – сталь 18ХГТ.

Параметри випробовувань були наступні: зубофрезерний верстат мод.5А312, оберти шпинделя  $n=115$  об/хв, швидкість різання  $V=40$  м/хв, осьова подача  $S=2.0$  мм/об, в якості ЗОТС використовувалось мастило Індустріальне – 20.

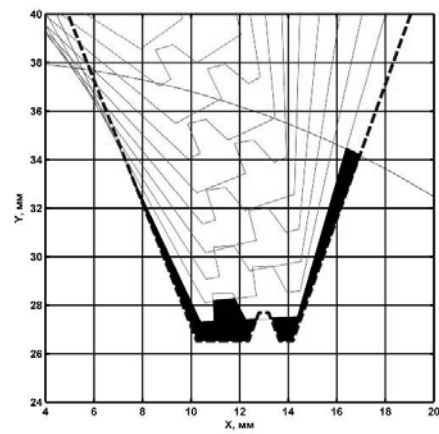
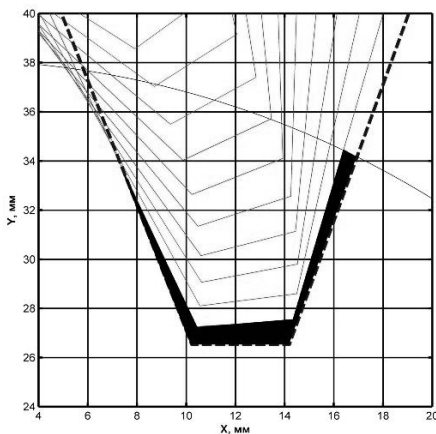
Стандартна фреза



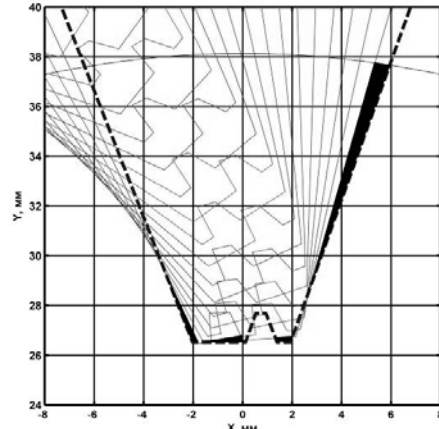
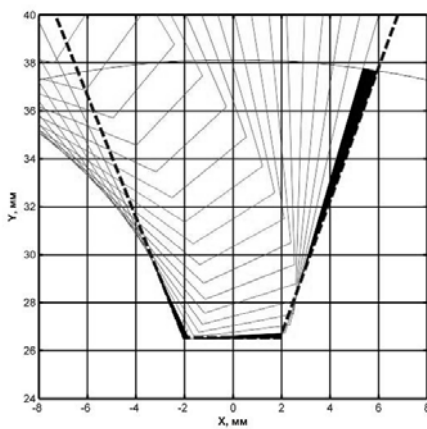
Фреза запропонованої конструкції



3.1.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=10$   $S=2\text{мм/об}$  3-ий зуб  $f_0=30^0$



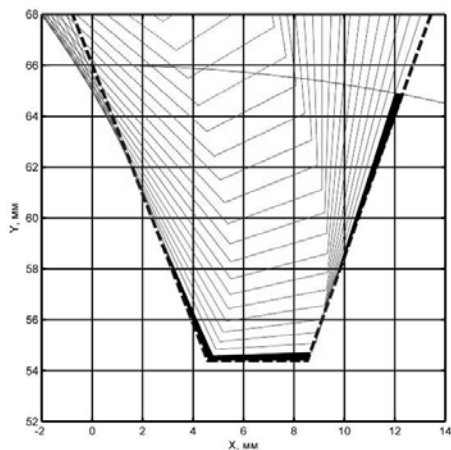
3.2.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=10$   $S=2\text{мм/об}$  6-ий зуб  $f_0=15^0$



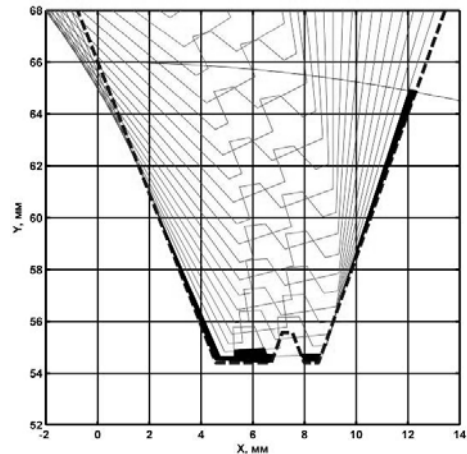
3.3.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=10$   $S=2\text{мм/об}$  0-ий зуб  $f_0=15^0$

Рисунок 3 – Розрахунок параметрів завантаження різальної кромки черв'ячною фрезою з прогресивною схемою зрізання припуску

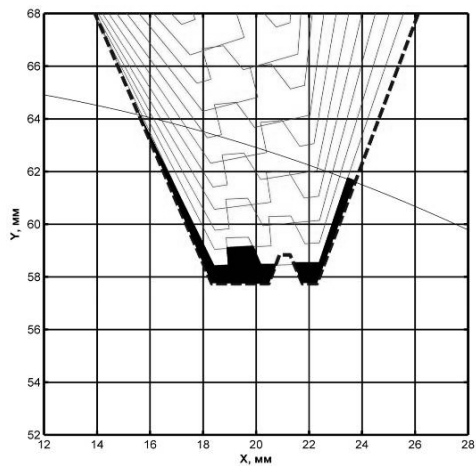
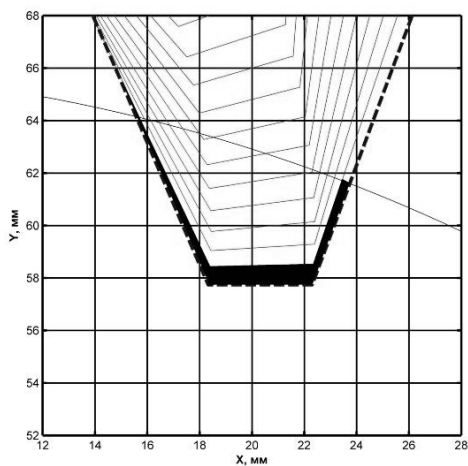
Стандартна фреза



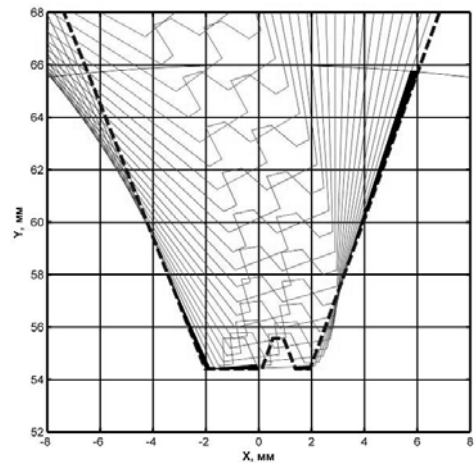
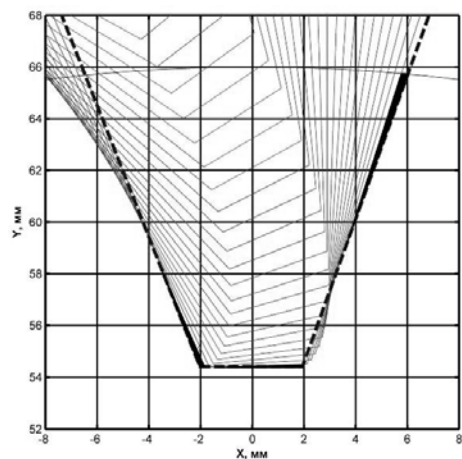
Фреза запропонованої конструкції



3.4.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=20$   $S=2\text{мм/об}$  3-ий зуб  $f_0=30^0$



3.5.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=20$   $S=2\text{мм/об}$  10-ий зуб  $f_0=25^0$



3.6.  $m=6$   $d_a=112\text{мм}$   $z_f=10$   $z_k=20$   $S=2\text{мм/об}$  0-ий зуб  $f_0=15^0$

Продовження рисунка 3

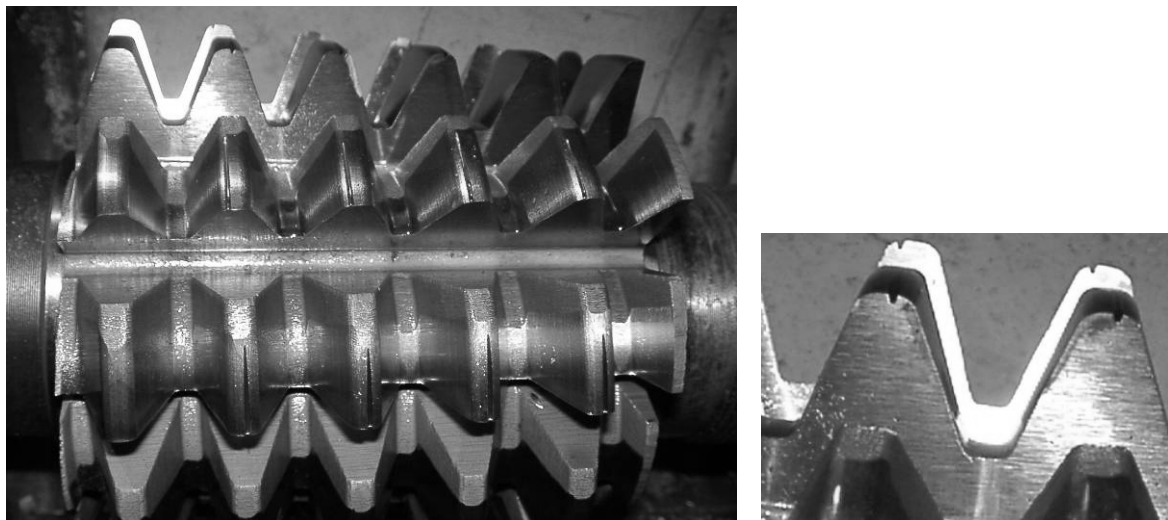


Рисунок 4 – Фреза з прогресивною схемою зрізання припуску  $t=6\text{мм}$ ,  $Z_f=10$ ,  $d_a=112\text{мм}$

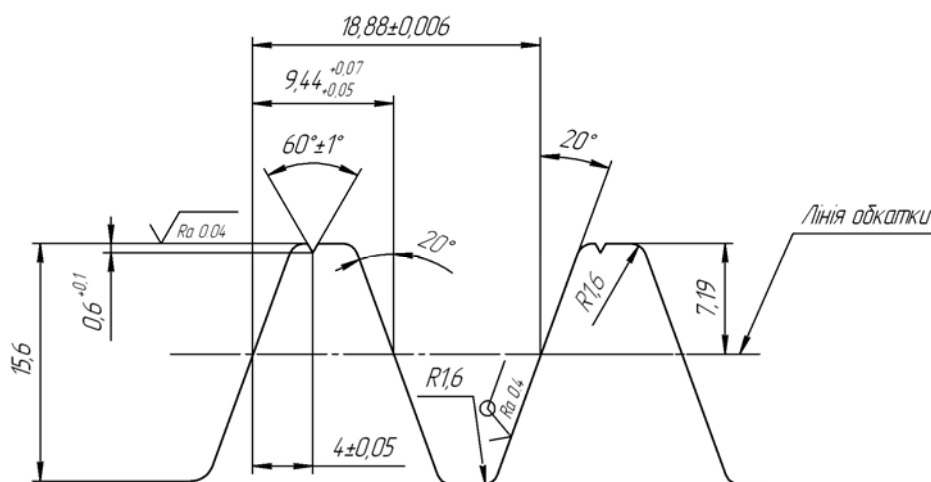


Рисунок 5 – Параметри стружко роздільної канавки для фрези  $t=6\text{мм}$ ,  $Z_f=10$ ,  $d_a=112\text{мм}$  в нормальному перерізі зубів

На рис. 5 показана характерна форма стружки отримана при фрезеруванні стандартною фрезою та фрезою запропонованої конструкції.

Стандартна фреза

Фреза запропонованої конструкції

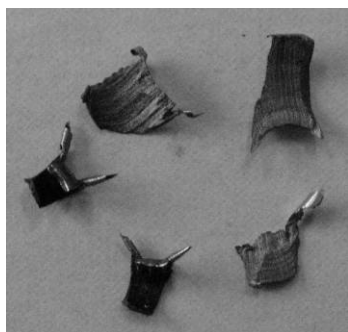


Рисунок 6 – Найбільш характерні форми стружки при зубофрезеруванні стандартною фрезою та фрезою запропонованої конструкції



Із аналізу отриманої стружки (рис.6) видно, що при нарізанні фрезою запропонованої конструкції відсутня стружка П-образної форми, що підтверджує правильність запропонованих припущень.

За точністю зубчастих коліс при випробуваннях на кожному колесі вимірювалась довжина загальної нормалі на 2-х зубах для коліс нарізаних різними фрезами, як показали вимірювання похибка коливання загальної нормалі стандартними фрезами в середньому склала  $F_{vWr}=59\text{мкм}$ , для фрез запропонованої конструкції  $F_{vWr}=41\text{мкм}$ , за даним показником зубчасті колеса нарізані фрезою запропонованої конструкції на 30% точніше за колеса нарізані стандартною фрезою.

### **Висновок**

В статті представлена конструкція черв'ячної фрези з прогресивною схемою зрізання припуску. Доведено теоретично та практично, що такі фрези мають більш кращі умови різання від стандартних фрез. Підвищення точності зубчастих коліс нарізаних такими фрезами. За технологічністю конструкцією такі фрези на відміну від стандартних мають тільки одну додаткову операцію – шліфування стружко роздільних канавок, цю операцію можна проводити не тільки на підприємстві, що виготовляє черв'ячні фрези, але і на підприємствах, що використовують черв'ячні фрези вже на інструментах які є в наявності, що значно підвищує технологічність таких фрез в порівнянні із фрезами з прогресивною схемою зрізання припуску інших конструкцій.

### **Література**

- 1 Медведицков С.Н. Высокопроизводительное нарезание фрезами. – М.: Машиностроение, 1981. – 104 с.
- 2 Грицай І.Є. Основи підвищення ефективності процесу нарізання циліндричних зубчастих коліс черв'ячними фрезами: Дис. на здобуття ступеня доктора техн. Наук. – Львів, 2003. – 421с.
- 3 Полохин О.В., Тарапанов А.С., Харламов Г.А. Нарезание зубчатых профилей инструментами червячного типа. – М.: Машиностроение, 2007. – 240 с.
- 4 Сидоренко А.К. Червячные фрезы. – М.: Машиностроение, 1980. – 83 с.
- 5 Патент України 273/1 С23С8/00 В24F21/16. Черв'ячна фреза для нарізання зубчастих коліс/ Равська Н.С., Лупкін Б.В., Мамлюк О.В., Охріменко О.А., Дирда О.В.- №2005 08965; Заявл. 22.09.2005; Опубл. 23.12.2005,.
- 6 Родин П.Р., Климов В.И., Якубсон С.Б. Технология изготовления зуборезного инструмента. - К.: Техника, 1982. - 208 с.

УДК 621.9

**Клименко Г.П., Майборода В.С., Андронов А.Ю.**  
ДГМА, г. Краматорск, НТУУ «КПІ», г. Киев, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ**

*Mathematical models of reliability of modular cutters are developed. The way of increase of reliability cemented carbide cutters is researched by their hardening by a pulse magnetic field. Reduction of parameter of a crystal lattice of Co sheaf and TiC that testifies to hardening a firm alloy is shown by a method X-ray structure analysis. Comparative operational tests have shown increase of reliability and stability of cutting properties of the strengthened tool.*

Исследования надежности режущего инструмента, как правило, сводится к определению законов распределения периода стойкости режущей пластины, что для напайного резца является вполне исчерпывающей характеристикой надежности [1]. При переходе к инструментам сборной конструкции необходимо учесть влияние накопления повреждений не только в режущей пластине, но и других элементах конструкции [2, 3].

**Целью** настоящей работы является повышение эффективности работы сборных резцов путем разработки математических моделей для их прогнозирования и повышения показателей их надежности путем применения упрочняющих технологий.

Для прогнозирования показателей надежности сборных резцов был использован аппарат моделей отказов наиболее слабого звена теории надежности [4], в соответствии с которым модель долговечности сборного резца, состоящего из корпуса, режущей и опорной пластин, элементов крепления, эквивалентна модели долговечности звена отказавшего первым, т.е. модели отказов режущей пластины. В предположении, что ресурсы всех элементов сборного резца – независимые случайные величины, распределенные по одному и тому же закону  $F(x)$  с плотностью  $f(x)$ , ресурс резца определяется законом распределения наименьшей порядковой статистики выборки объема  $n$ :

$$F_1(x) = 1 - [1 - F(x)]^n,$$

$$f_1(x) = n[1 - F(x)]^{n-1} f(x).$$

Если распределение ресурса режущей пластины резца подчиняется закону Вейбулла, то распределение ресурса сборного резца описывается функциями:

$$F_1(x) = 1 - e^{-n \left( \frac{x-y}{\eta} \right)^b},$$

$$f_1(x) = \frac{nb}{\eta} \left(\frac{x-y}{\eta}\right)^{b-1} e^{-n\left(\frac{x-y}{\eta}\right)^b},$$

где  $\eta$  – параметр масштаба,  $b$  – параметр формы,  $y$  – параметр положения закона Вейбулла.

Приведенные математические модели использовались для определения закона распределения периода стойкости сборных резцов, а также законов распределения чисел периодов стойкости, которые характеризуют долговечность сборных резцов. Прогнозирование показателей надежности инструментов применялись для оптимизации их конструктивных параметров.

Показателем надежности обслуживаемой системы является коэффициент готовности [5], который характеризует как безотказность резца, так и его ремонтпригодность. Он определяет вероятность нахождения системы в работоспособном состоянии в некоторый момент времени при условии, что в начальный момент система была в исправном состоянии.

Для определения коэффициента готовности сборного резца рассмотрим два состояния, в которых он может находиться в процессе эксплуатации: состояние 0, когда он работоспособен, и состояние 1, когда станок простаивает (замена резца и поворот многогранной пластины).

Матрица переходов системы из одного состояния в другое имеет вид:

$$P = \begin{vmatrix} 1 - \lambda & \lambda \\ \mu & 1 - \mu \end{vmatrix}, \quad (1)$$

где  $\lambda$  – интенсивность отказов режущей пластины;  $\mu$  – интенсивность восстановления (замены режущих вершин).

Конечно – разностные уравнения, описывающие стохастическое поведение этой системы, можно составить из следующих соображений: вероятность того, что система находится в состоянии 0 к моменту  $t + dt$ , выводится из вероятности того, что эта система была в состоянии 0 в момент времени  $t$  и не отказала за интервал  $t - t + dt$ , или что она находилась в состоянии 1 в момент  $t$  и возвратилась в состояние 0 за интервал  $t - t + dt$ . Поэтому получаем:

$$P_0(t + dt) = P_0(t)(1 - \lambda dt) + P_1(t)\mu dt + 0(dt). \quad (2)$$

Вероятность пребывания системы в состоянии 1 определяем подобным образом:

$$P_1(t + dt) = P_0(t)\lambda dt + P_1(t)(1 - \mu dt) + 0(dt). \quad (3)$$

Член  $0(dt)$  представляет собой бесконечно малую величину, так как является вероятностью двух несовместных событий ординарного потока.

Решая систему уравнений (2) и (3), применяя преобразование Лапласа, получаем выражение для коэффициента готовности  $K_r$ , если система в

начальный момент  $t = 0$  находилась в работоспособном состоянии ( $P_0(0) = 1$  и  $P_1(0) = 0$ ):

$$K_r = P_0(t) = \frac{\mu}{\mu + \lambda} + \frac{\lambda}{\lambda + \mu} e^{-(\lambda + \mu)T}. \quad (4)$$

Для повышения надежности сборных резцов, работающих в условиях АО НКМЗ, предложен способ их упрочнения с помощью импульсного магнитного поля. Упрочнение осуществлялось на специально разработанной установке, генерирующей магнитные импульсы.

Для подтверждения упрочняющего действия импульсного магнитного поля на прочность сборных твердосплавных резцов произведены исследования структуры твердого сплава в одних и тех же образцах (твердосплавных режущих пластинах) в исходном состоянии и после упрочнения.

В качестве метода исследования структуры твердого сплава в исходном состоянии и после обработки использовался рентгеноструктурный анализ как наиболее эффективный и объективный способ определения всего комплекса структурных характеристик многофазных кристаллических твердых тел с соответствию с методикой [6].

Съемка дифрактограмм осуществлялась на дифрактометре рентгенометрическом общего назначения ДРОН-3М. Применялось Си-излучение (длина волны Си-излучения  $\lambda_{\alpha 1} = 1,5405$  нм,  $\lambda_{\alpha 2} = 1,5443$  нм,  $K_{\beta} = 1,3922$  нм), позволяющее получить дифрактограммы в необходимом диапазоне брэгговских углов  $2\theta$  ( $30 \dots 90^\circ$ ).

Идентификация линий выполняли по дифрактограммам на рисунке 1.

Оценивалась величину макронапряжений, которые возникают при изготовлении твердосплавных пластин и значительно влияют на надежность режущих инструментов в эксплуатации.

Рентгенографический метод определения макронапряжений основан на измерении периодов кристаллической решетки исследуемого твердого сплава. Так как остаточные напряжения характеризуются однородным сжатием или растяжением (деформацией в упругой области) решетки, то они приводят к однородному изменению межплоскостных расстояний на величину  $\Delta d_{hkl}$ , а следовательно, и смещению рентгеновской линии на угол  $\Delta \theta_{hkl}$ . Величина этого смещения определяется при дифференцировании левой части уравнения Вульфа-Брэгга:

$$2d_{hkl} \sin \theta = n\lambda,$$

$$\Delta \theta_{hkl} = \Delta d \operatorname{tg} \theta_0 / d_0 = -(d - d_0) \operatorname{tg} \theta_0 / d_0 = -\varepsilon \operatorname{tg} \theta_0,$$

где  $d$  и  $d_0$  – межплоскостное расстояние плоскостей ( $hkl$ ) в напряженном и ненапряженном состояниях;  $\varepsilon$  – относительная деформация.

Експериментально задача аналізу макронапружених сводиться к точному определению межплоскостных расстояний.

При определении суммы главных напряжений используют соотношение:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = -E/\nu [(d - d_0)/d_0],$$

где  $d_0$  – межплоскостное расстояние для ненапряженного материала;  
 $d$  – среднее межплоскостное расстояние для напряженного материала в направлении, перпендикулярном к поверхности образца.

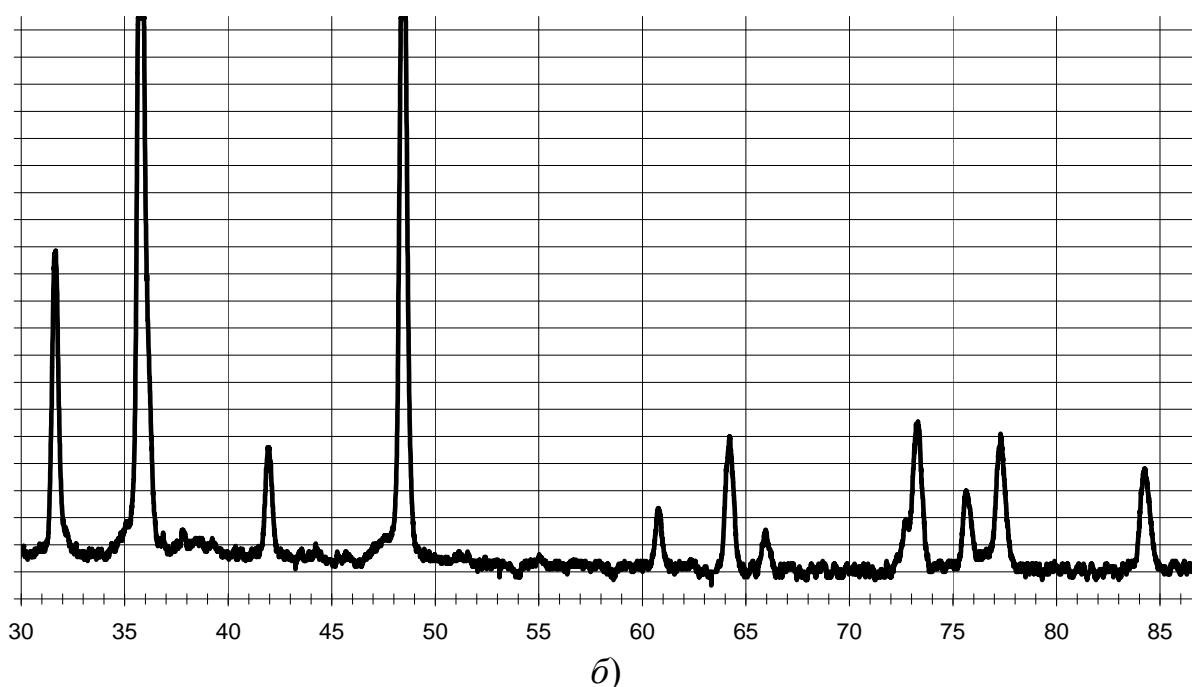
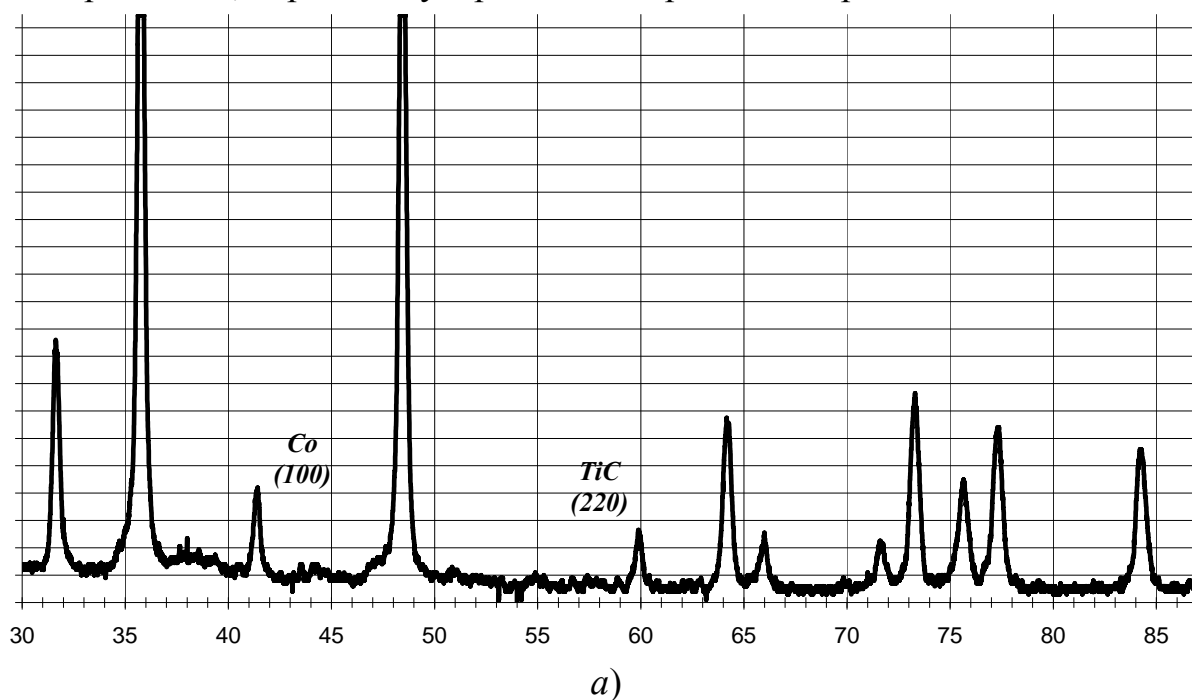


Рисунок 1 – Дифрактограммы образцов пластин  
а) до обработки, б) после обработки

Изменение параметра кристаллической решетки Co и TiC после обработки показывают, что линии (100) Co и (220) TiC смещается в сторону больших углов, что свидетельствует об уменьшении параметра решетки и подтверждает наличие деформации сжатия кобальтовой фазы твердого сплава T5K10 и свидетельствует о повышении прочности твердого сплава.

Упрочнение твердосплавных резцов, повышение их безотказности подтверждено эксплуатационными испытаниями, которые проведены в условиях АО НКМЗ на станке мод. КЖ16К275Ф3 модульными резцами высотой державки  $H = 45$  мм при обработке валка из стали 9ХФ (табл. 1).

Испытания проводились в соответствии с методикой длительных испытаний на надежность режущего инструмента.

Таблица 1 – Результаты сравнительных испытаний сборных резцов до и после упрочнения импульсным магнитным полем на надежность

Резцы с пластиной DNMG 150604 MF3	Режимы резания				Средний период стойкости	Коэффициент вариации V	Закон распределения	Параметры закона распределения
	$t$ , мм	$S$ , мм/об	$n$ , об/мин	$v$ , м/мин				
не упрочненные	2	0,2	150	193	42	0,6	Вейбула-Гнеденко	$a=52,5$ , $b= 2,1$
упрочненные	2	0,2	150	193	48	0,32	Нормальный	$T=48$ , $\sigma=5,2$

Математическая обработка результатов испытаний показала не только увеличение среднего периода стойкости упрочненного инструмента, но, что особенно важно для станков с ЧПУ, уменьшения коэффициента вариации стойкости инструмента и изменения ее закона распределения до нормального. Это свидетельствует о повышении стабильности механической обработки деталей на тяжелых станках.

### **Выводы**

1 Разработаны математические модели надежности сборных резцов, позволяющие прогнозировать показатели их безотказности, долговечности и ремонтпригодности.

2 Исследован способ повышения надежности твердосплавных резцов их упрочнением импульсным магнитным полем. Показано методом рентгеноструктурного анализа уменьшение параметра кристаллической

решетки кобальтовой связки и карбида титана, что свидетельствует об упрочнении твердого сплава.

3 Сравнительные эксплуатационные испытания показали повышение безотказности и стабильности режущих свойств упрочненного инструмента (изменение закона распределения стойкости от Вейбулла к нормальному).

### Литература

- 1 Клименко Г.П. Определение периода стойкости инструмента для тяжелых токарных станков // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ, 1999. – Вып. 53. – С.75-79.
- 2 Клименко Г.П. Надежность сборных инструментов и процесса их обслуживания на тяжелых токарных станках// Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник статей. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – С.13-18.
- 3 Клименко Г.П., Андронов А.Ю. Вероятностный подход к определению размеров режущей пластины инструмента с учетом накопления его повреждений // Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник статей. – Краматорськ: ДДМА. – №19, 2006. – С.8-12.
- 4 Деллон Б., Сингх Г. Инженерные методы обеспечения надежности систем. М.:Мир. –1984. – 318 с.
- 5 Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Ткаченко Н.А., Хоменко А.В. Определение показателей стабильности процесса обработки деталей на тяжелых станках // Вестник ДГМА. – Краматорск: ДГМА, 2007. – №3 (9). – С. 102-108.
- 6 Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А. Рентгенографический и электронографический анализ металлов. – М.: Металлургиздат, 1963. – 366 с.

УДК 621.941

**Копейкина М.Ю., Клименко С.А.**  
ИСМ им. В.Н. Бакуля, г. Киев, Украины

## **УПРАВЛЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТЬЮ ИНСТРУМЕНТА, ОСНАЩЕННОГО ПСТМ НА ОСНОВЕ cBN**

*The results of researches of ways of increase of efficiency of cuttings instruments are presented, equipped PSTM on the basis of cBN. Possibilities of management the wear of cuttings instruments are shown due to the change of chemical composition of instrumental kompozita and causing of sheeting.*

Режущие инструменты, оснащенные поликристаллическими сверхтвёрдыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (cBN), являются в настоящее время наиболее эффективными при обработке закаленных сталей, труднообрабатываемых чугунов, напыленных и наплавленных защитных покрытий высокой твердости. Для таких процессов обработки в технической литературе принят термин «твёрдое точение (фрезерование, протягивание)». При этом, проблема повышения работоспособности инструментов, оснащенных ПСТМ на основе cBN, остается актуальной, как с технической, так и экономической точек зрения.

Выполненные ранее исследования показали [1], что в диапазоне практически используемых скоростей резания на износ инструмента, оснащенного ПСТМ на основе cBN, оказывает влияние химическое взаимодействие инструментального материала с обрабатываемым и элементами окружающей среды в зоне резания, приводящее к образованию на контактных участках инструмента соединений типа  $Me_xV_y$ ,  $Me_xV_yO_z$ , формированию на их основе и контактному плавлению эвтектик типа  $Me-Me_xV_y$ ,  $Me-Me_xV_yO_z$  с последующим удалением жидкой фазы из зон контакта.

При значительных скоростях резания (т.е. в процессах с высокой производительностью) химическое взаимодействие контактирующих материалов и окисление инструментального материала может иметь решающее значение.

Целью настоящей работы являлось исследование путей повышения эффективности инструмента, оснащенного ПСТМ на основе cBN, за счет управления химическим взаимодействием инструментально материала с обрабатываемым и элементами окружающей среды в зоне резания.

Исследования проводились методами рентгеноспектрального и ДТА анализов, электронной микроскопии. Ширина фаски износа инструмента по задней поверхности определялась специальным микроскопом с ценой деления 1,6 мкм. Защитное покрытие на инструментах формировалось



вакуумно-дуговым методом в Национальном технологическом центре МОН Украины (г. Харьков).

Учет отмеченного механизма изнашивания позволяет предложить несколько путей управления эффективностью инструмента как на стадии производства режущих элементов, так и в процессе его эксплуатации.

Первое направление связано с изменением химического состава композиционного инструментального материала на основе cBN во всем объеме поликристалла.

В состав поликристалла или технологической среды вводятся вещества, являющиеся ингибиторами реакций взаимодействия инструментального материала с обрабатываемым и элементами окружающей среды, или сдвигающие протекание указанных реакций в более высокотемпературную область, что позволяет увеличить производительность обработки изделий за счет роста скорости резания и повысить стойкость режущего инструмента.

Исследования, выполненные в ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины [1], показали, что интенсивностью химического взаимодействия инструментального на основе cBN и обрабатываемого на основе Fe и Ni материалов можно управлять за счет введения в зону резания свободного азота, что сдвигает реакцию с образованием боридов Fe и Ni и выделением азота в более высокотемпературную область. Кроме того, наличие азота в зоне резания снижает интенсивность окисления инструментального материала.

Учитывая это, повышение работоспособности режущего инструмента из ПСТМ на основе cBN может быть достигнуто за счет введения в состав композита составляющих, которые, без снижения механических свойств материала, под действием термосиловых условий процесса обработки обеспечивают формирование в зоне резания повышенного парциального давления азота. Взаимодействие добавки с элементами обрабатываемого материала с выделением азота должно происходить при температурах более низких, чем температуры, характерные для взаимодействия с элементами обрабатываемого материала основы инструментального композита – cBN. Анализ свойств гаммы нитридов позволяет предложить в качестве такой добавки нитрид кремния  $Si_3N_4$  [2].

Нитрид кремния обладает комплексом разнообразных свойств, к наиболее ценным из которых относятся низкий коэффициент линейного расширения, высокая твердость, прочность и термопрочность при низкой плотности, окалиностойкость, высокая износостойкость, низкий коэффициент трения. В то же время, выполненный комплекс модельных исследований показал, что взаимодействие двухкомпонентных (Ni+Cr) и трехкомпонентных (Fe+Ni+Cr) металлических составляющих с  $Si_3N_4$  происходит в твердофазных реакциях с активным выделением азота, начиная от 1000°C.

На рис. 1 представлені схеми хімічного изнашивання інструмента, оснащеного ПСТМ на основі cBN відповідно без і з додавкою  $\text{Si}_3\text{N}_4$ , при точенні сплавів з Fe, Ni і Cr, характеризуючі різницю в механізмах контактної взаємодії в зоні різання.

Для перевірки висказанного положення була изготовлена партія режущих пластин із композита на основі cBN, що містить до 10 %  $\text{Si}_3\text{N}_4$  [1]. Експерименти показали, що при обробці Ni-сплава типу ВЖЛ найбільшій роботоюспособністю володіють інструменти, оснащені ПСТМ з вмістом добавки в кількості 2–4 % (рис. 2).

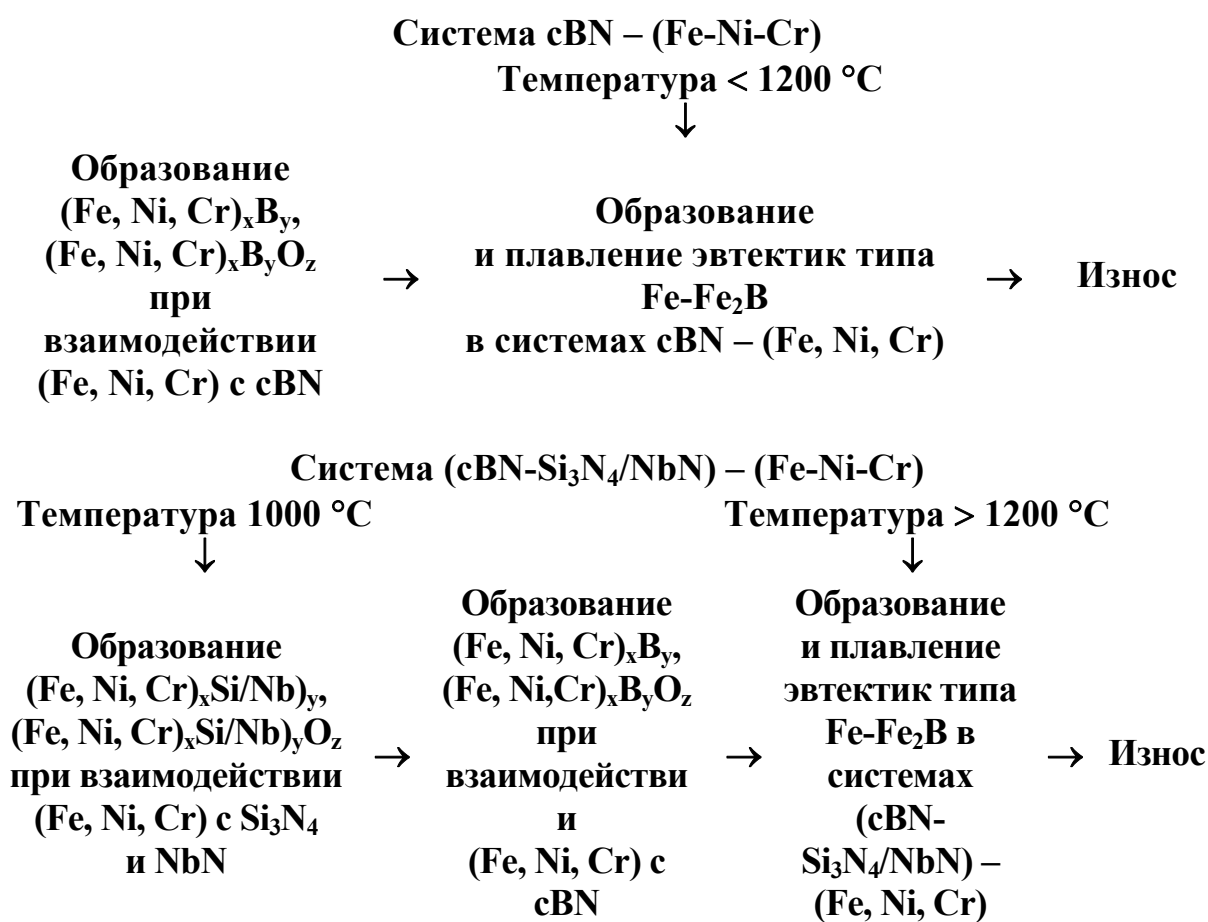


Рисунок 1 – Схеми хімічного изнашивання інструмента, оснащеного ПСТМ на основі cBN

Снижение механических свойств инструментального композита из-за диссоциации нитрида кремния не происходит, т.к. в материале он находится в относительно небольшом количестве, а диссоциация его происходит в локальном объеме в непосредственной близости к зоне резания. В целом,  $\text{Si}_3\text{N}_4$ , локализуясь в структуре композита в области межзеренных границ в качестве связующей фазы, способствует формированию у композита высоких механических свойств

Обработка никелевых сплавов инструментом, оснащенным композитом cBN-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, выполняется с производительностью 2,8–3,0 см<sup>3</sup>/мин.

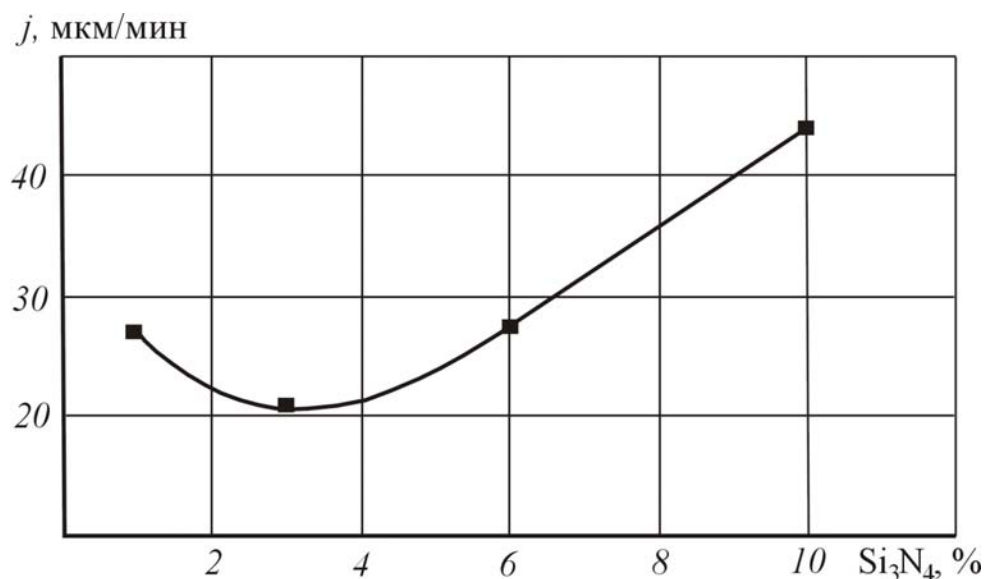


Рисунок 2 – Залежність швидкості изнашивания інструмента  $j$  при точенні сталі ХВГ (55 HRC) ( $v = 3,16$  м/с;  $S = 0,09$  мм/об;  $t = 0,25$  мм) від вмісту  $\text{Si}_3\text{N}_4$  в композиті на основі cBN

Второе направление управления эффективностью инструмента связано с нанесением на поверхности режущего инструмента слоя защитного покрытия [1].

Наличие на контактных поверхностях инструмента защитного покрытия приводит к изменению механики и физико-химии контактного взаимодействия инструмента и обрабатываемого изделия. Первое предопределяется перераспределением напряжений на поверхностях инструмента, изменением коэффициента трения и, как следствие, сил и температуры резания. Второе связано с тем, что для обеспечения наиболее оптимальных условий работы режущего инструмента в каждом конкретном случае должно выбираться такое покрытие, которое обеспечивает минимизацию или отсутствие эффектов, оказывающих наиболее отрицательное влияние на работоспособность режущего инструмента. Например, для минимизации изнашивания инструментов за счет окислительных процессов наносится покрытие  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

Материалы покрытий на режущих инструментах должны иметь возможность сопротивления механизмам изнашивания, обусловленным абразивным и адгезионным воздействием элементов структуры обрабатываемого материала, диффузией и растворением элементов материала покрытия в обрабатываемом материале, а также быть достаточно вязкими, чтобы противостоять скалыванию и разрушению режущих кромок.

Система «cBN-покрытие» имеет существенное отличие от аналогичных систем «быстрорежущая сталь-покрытие» и «твердый сплав-покрытие». Для последних покрытие представляет собой структуру, характеризуемую аномальной твердостью, обуславливающей

концентрацію фрикционного взаимодействия на поверхности композита. В первой системе покрытие является наиболее мягкой составляющей, поэтому его влияние на работоспособность композита будет существенно иным, реализуясь на этапе приработки при эксплуатации инструмента.

Учитывая рассмотренный выше механизм изнашивания режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе cBN, связанный с химическим взаимодействием в зоне резания, одной из основных функций покрытия, наряду с перераспределением контактных напряжений на рабочих поверхностях инструмента, является ликвидация или снижение интенсивности взаимодействия cBN с обрабатываемым материалом и окисления cBN. В качестве базового принято PVD-покрытие  $Al_2O_3-NbN-Ti$  с верхним слоем из оксида алюминия [3].

Основная функция верхнего слоя из оксида алюминия – минимизация окисления инструментального материала.

Как следует из рассмотрения диаграмм состояния систем Nb-Fe-N, при взаимодействии нитрида ниобия с Fe и Ni могут протекать химические реакции с высвобождением азота  $N_2$ , что способствует повышению стойкости режущего инструмента.

Согласно конфигурационной модели вещества нитрид ниобия NbN имеет металлическую составляющую, для которой CВАСК  $d^5$ -конфигурации составляет 76 %. В случае обработки сплавов на основе железа, которое характеризуется CВАСК  $d^5$ -конфигурации 54 %, можно прогнозировать высокую эффективность применения покрытия на основе NbN. Высокие значения CВАСК  $d^5$ -конфигурации нитрида ниобия и обрабатываемого материала на основе Fe обеспечивают снижение адгезионной активности на контактных поверхностях инструмента в процессе резания [4].

Для образования качественного покрытия предлагается наносить тонкий промежуточный слой из Ti, что обеспечивает хорошее сцепление покрытия с ПСТМ на основе cBN.

Схема химического изнашивания инструмента, оснащенного ПСТМ на основе cBN соответственно без покрытия и с покрытием  $Al_2O_3-NbN-Ti$ , при точении сплавов с Fe, Ni и Cr представлена на рис. 1.

Исследования показали (рис. 3), что скорость изнашивания резцов, оснащенных ПСТМ без покрытия и с покрытием, при обработке стали ШХ15 (60–62 HRC) со скоростями резания 1,4–3,0 м/с составляет 50 и 40 мкм/мин соответственно.

Эксперименты по точению широкой гаммы конструкционных материалов показали, что применение защитных покрытий на режущих инструментах, оснащенных ПСТМ на основе cBN, позволяет снизить скорость их изнашивания:

- при чистовой обработке закаленных сталей (55–62 HRC) на 25–30 %;
- при обработке наплавленного никелевого сплава 08X18H9Г7Т на 20 %;

- при обработке маслотного чугуна на 10 %;
- при обработке твердых сплавов группы ВК на 25 %.

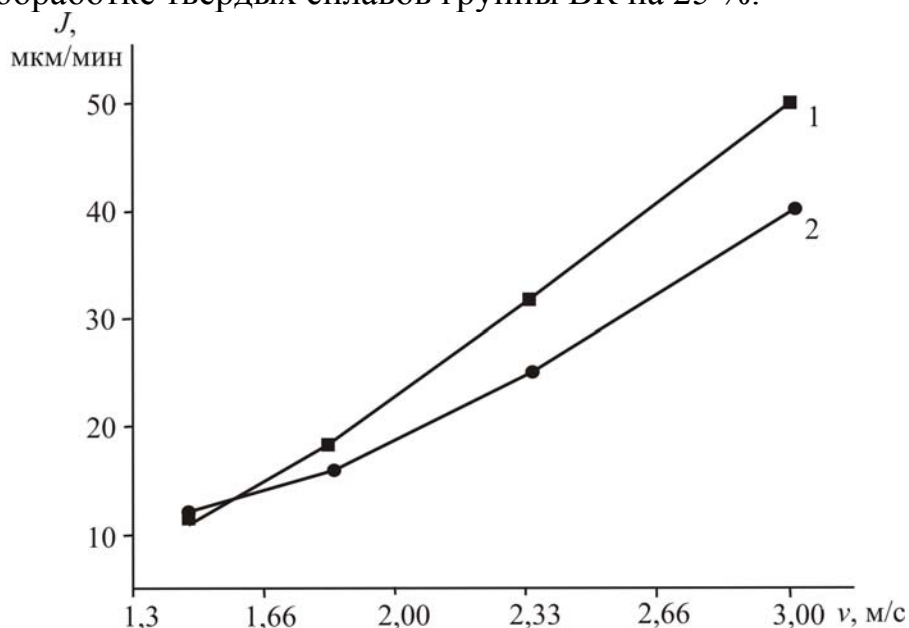


Рисунок 3 – Влияние скорости резания на скорость изнашивания инструментов, оснащенных ПСТМ без покрытия (1) и с покрытием (2) при точении стали ШХ15 (62 HRC):  $t = 0,25$  мм;  $S = 0,05$  мм/об

Ефективність захисних покриттів на інструменті з ПСТМ більш значима при високих швидкостях різання.

Полученные результаты свидетельствуют о перспективности принятого научного направления по повышению эффективности режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе cBN.

### Литература

- 1 Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко. – Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 316 с.
- 2 Контактное химическое взаимодействие в системах, содержащих BN, Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, Ni, Cr, Fe / О.Г. Кулик, С.А. Клименко, М.Ю. Копейкина и др. // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць. – Київ: ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2003. – С. 115–127.
- 3 Слоистые вакуумно-дуговые покрытия Ti-NBN-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Nb-NBN-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> на инструментах, оснащенных поликристаллическими сверхтвердыми материалами на основе кубического нитрида бора / С.А. Клименко, В.М. Береснев, М.Ю. Копейкина, В.И. Гриценко // Физическая инженерия поверхности. – 2007. – Т. 5, № 1-2. – С. 57–61.
- 4 Береснев В.М., Копейкина М.Ю., Клименко С.А. Многокомпонентные и многослойные вакуумно-дуговые покрытия для режущего инструмента // Вопросы атомной науки и техники. – 2008. – № 1. – Серия: Вакуум, чистые материалы, сверхпроводники (17). – С. 152–158.

UDC 621.91.01

**Radovanovic Miroslav, Madic Milos**

University of Nis, Nis, Serbia

## **APPLICATION OF ARTIFICIAL NEURAL NETWORK MODEL FOR PREDICTING THE MAIN CUTTING FORCE BY TURNING**

*The paper gives an artificial neural network model for predicting the main cutting force by longitudinal turning of the mild steel by coated cutting tool. The effects of cutting conditions, depth of cut, feed, and tool cutting-edge angle, on the main cutting force were experimentally investigated. The neural network model gives a good prediction of main cutting force.*

### ***Introduction***

Metal cutting processes are an integral part of many manufacturing processes. These processes are dependable on many factors, so it is important to study these factors, but also the interactions between them, in order to achieve better performance and economy. The turning process, as one of the most used machining method, is always current for research. One of the most significant parameter that determines the turning process conditions is of course the cutting force. It is important to have knowledge about the cutting force in order to avoid deformation of work piece, tool wear which are in direct relation with surface quality and machined piece dimensions. Moreover, information about expected cutting force provides information about power requirements of the machine. For developments in the field of adaptive control of the cutting process, knowledge of the cutting force is of major importance in defining the performance limit confining the range of optimization.

The cutting force, during the cutting process, occurs due to resistance of work pieced material. Cutting force in turning has been found to be influenced in varying amounts of factors such as cutting parameters, tool related parameters, properties of work pieced material and environment parameters. To this end, a great deal of research has been performed in order to quantify the effect of these parameters to cutting force. For the present work, cutting parameters (depth of cut and feed) and tool parameter (cutting edge-angle) have been selected for studying their influences on the cutting force.

In turning process, cutting force can be decomposed in coordinate system of the machine into three components, fig. 1:

$F_c$  – **main cutting force** (tangential force), acting on the rake face of the tool in the direction of motion of the work piece;

$F_f$  – **feed force** (axial force), acting on the tool in the direction of tool movement;

$F_p$  – **passive force** (radial force), acting on the tool in the radial direction, normal to the machined surface.

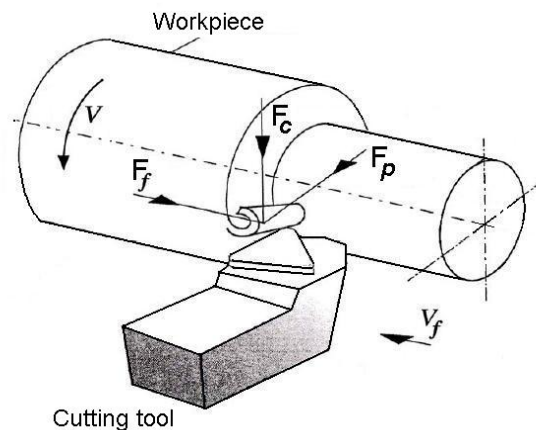


Figure 1 – Components of the cutting force

### *Experiment design*

Longitudinal turning was conducted on a rigid, high-precision lathe "Potisje" PA-C, with a power of 11 kW. A work piece in the form of a bar was held in the machine with collets to minimize run-out and maximize rigidity. The work piece material used in this experiment was C60E steel (EN10027-1),  $R_m=700-1000 \text{ N/mm}^2$ , hardness value of  $HB=220$ . The cylindrical bar specimen that is utilized in these experiments had a diameter of 60 mm and length of 500 mm. Cutting tool was tool holder PCLNR3225P12 with insert CNNM120408P25 (4025), PP-Corun, rake angle  $\gamma=-6$ , angle of inclination  $\lambda=-6$ , corner radius  $r_\epsilon=0.8 \text{ mm}$ . The cutting parameters were set as: number of revolution  $n=500 \text{ rpm}$ , seven levels of feed  $f= 0.124; 0.142; 0.160; 0.196; 0.249; 0.321; 0.499 \text{ mm/rev}$  and seven levels of depth of cut  $a_p= 1; 1.55; 2; 2.55; 3; 3.5; 4 \text{ mm}$  in order to ensure constant cross-sectional area of cut and 10 levels of tool cutting-edge angle  $\kappa= 45; 50; 55; 60; 65; 70; 75; 80; 85; 90^\circ$ . With defined machining parameters and according to their levels (1x7x10), 70 experiment were performed to investigate their effects to cutting force.

The cutting forces were measured with a three-component force dynamometer Kistler type 9441, mount on the lathe via a custom designed adapter for the tool holder creating a very rigid tooling fixture. The charge signal generated at the dynamometer was amplified using amplifier Kistler type 5007A. The amplified signal is acquired and sampled by using computer Hewlett Packard HP 9000/300.

### *Artificial neural network*

Neural networks are systems that consist of large number of simple processing elements (nodes) linked by weighted connections. Due to specific characteristics of artificial neural networks, models based on ANN are widely used in developing models for a better understanding of the effects of process parameters. The proposed artificial neural network used for data mining is a

multilayer feed-forward back propagation network. MLP back propagation network is a quite powerful tool because, with appropriate topology and learning algorithm, the network model can be trained to approximate most functions arbitrarily well. The MLP network used in this paper is shown in fig. 2.

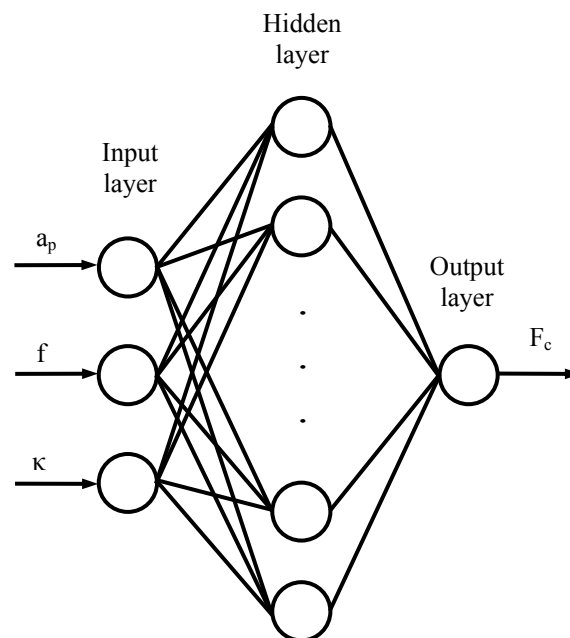


Figure 2 – Neural network used for predicting main cutting force

The number of input nodes of a MLP is equal to the number of independent variables, while the number of outputs is equal to the number of functions being approximated by the network. In our case, in input layer there are three input nodes, each for the monitored cutting parameters (depth of cut, feed, cutting-edge angle) and in output layer single output for estimating the main cutting force. The layers lying between the input and the output layers are referred to as hidden layers and the complexity of a network depends on the number of such layers and the number of nodes in each of them. The predictive capability of the network is captured by the nodal interconnections (weights) and the transfer functions. The chosen transfer function in hidden layer was non-linear logsig and purelin in output layer. The process of neural network training refers to identifying the best set of weights such that the error in prediction is minimum. For the training purpose it is used the same training data set with 50 input-output pairs. The whole data set was scaled to a range of (0 to 1) in order to achieve better network performance. Test and validation of the ANN model was performed on residual samples from test data. The set of predicted values of cutting force and experimentally measured, is graphically represented in fig. 3.



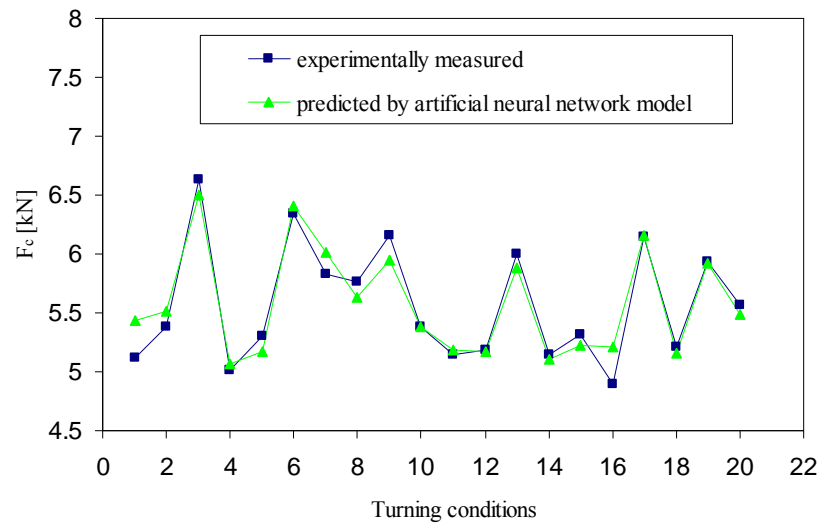


Figure 3 – Comparison of the predicted main cutting force using ANN and experimental data

Table 1 – Experimentally measured and predicted values for test data

Test set	Number of experiment	Cutting parameters			Main cutting force $F_c$ (kN)	
		$a_p$ , mm	$f$ , mm/rev	$\kappa$ , °	experimentally measured	artificial neural network model
1	1	1	0.499	45	5.112	5.430459
2	4	2.5	0.196	45	5.388	5.516435
3	7	4	0.124	45	6.627	6.503361
4	9	1.55	0.321	50	5.017	5.063538
5	10	2	0.249	50	5.304	5.164749
6	14	4	0.124	50	6.348	6.4128
7	20	3.5	0.142	55	5.831	6.019619
8	26	3	0.16	60	5.764	5.629847
9	27	3.5	0.142	60	6.159	5.953015
10	29	1	0.499	65	5.388	5.380711
11	30	1.55	0.321	65	5.143	5.184003
12	31	2	0.249	65	5.184	5.175798
13	41	3.5	0.142	70	6.003	5.876984
14	43	1	0.499	75	5.144	5.109312
15	44	1.55	0.321	75	5.32	5.226697
16	51	1.55	0.321	80	4.899	5.209888
17	56	4	0.124	80	6.15	6.16082
18	58	1.55	0.321	85	5.214	5.160775
19	62	3.5	0.142	85	5.933	5.924474
20	67	2.5	0.196	90	5.569	5.480582

As it can be seen from the figure, the artificial neural network provided high accuracy in predicting cutting force in test samples. The performance of

this network is compared with experimental results. The results evaluated on a test data are given in table 1.

The predicted values and measured values are fairly close, which indicates that the developed cutting force prediction model can be used effectively to predict the cutting force.

Descriptive statistics of the errors are calculated for the models and shown in table 3. This table illustrates minimum and maximum errors, error means and medians, standard deviation and MSE errors. In addition to the analysis, the coefficients of correlation between experimental results and predicted values by modeling technique were done. For the values, estimated using neural network, the coefficient of correlation was  $R=0.957808$  and  $R^2=0.917396$ . Table 2 illustrates the relative errors and average relative error of main cutting force.

Table 2 – Relative error of main cutting force

Test set	Number of experiment	Cutting parameters			Relative error [%]
		$a_p$ , mm	$f$ , mm/rev	$\kappa$ , °	Artificial neural network model
1	1	1	0.499	45	6.229627
2	4	2.5	0.196	45	2.383716
3	7	4	0.124	45	1.865687
4	9	1.55	0.321	50	0.927606
5	10	2	0.249	50	2.625405
6	14	4	0.124	50	1.0208
7	20	3.5	0.142	55	3.234765
8	26	3	0.16	60	2.327431
9	27	3.5	0.142	60	3.34445
10	29	1	0.499	65	0.135275
11	30	1.55	0.321	65	0.797263
12	31	2	0.249	65	0.158213
13	41	3.5	0.142	70	2.099217
14	43	1	0.499	75	0.67434
15	44	1.55	0.321	75	1.753809
16	51	1.55	0.321	80	6.345943
17	56	4	0.124	80	0.175938
18	58	1.55	0.321	85	1.020803
19	62	3.5	0.142	85	0.143702
20	67	2.5	0.196	90	1.587684
average percentage error					1.942584

It is evident that ANN network provide good prediction results, which was being expected due to their general capability to design more complex interactions between the independent variables among with non-linear capabilities of the transfer functions.

Table 3 – Descriptive statistics for error comparison

Predicted variable	Model	Test set	Min	Max	Mean	Median	SD	MSE
Main cutting force	RA	20	0.13791	11.5017	2.53542	2.4394	2.49332	0.55752
	ANN	20	0.13528	6.34594	1.94258	1.67075	1.78976	0.40020

### *Conclusion*

Main cutting force has a significant influence on cutting process. It is important to have knowledge about the main cutting force in order to avoid deformation of work piece, tool wear which are in direct relation with surface quality and machined piece dimensions.

A series of experiments has been carried out in order to collect data for predicting main cutting force. The effects of depth of cut, feed and cutting-edge angle on main cutting force were used for development of proposed model. The main focus of this paper was development of artificial neural network model for predicting the main cutting force. The neural network model provided good prediction capabilities because, generally, artificial neural network models offer the ability to model more complex nonlinearities and interactions. The coefficient of correlation between experimental results and predicted values is very high,  $R=0.917808$  and  $R^2=0.917396$ , and relative error is very small.

### References

- 1 Radovanovic M., Prediction of Cutting Force by Turning. International Scientific Conference, Gabrovo, 2006, pp. II.232-II.235
- 2 Radovanovic M., Dasic P., Jankovic P., Experimental Determination of Cutting Force by Longitudinal Turning of C60E Steel, Journal of Modeling and Optimization in the Machines Building Fields – MOCM, Romanian Technical Sciences Academy and University of Bacau, MOCM-12, Vol. 2, Bacau, Romania, 2006, pp. 113-119
- 3 Özel T., Karpat Y., Predictive Modelling of Surface Roughness and Tool Wear in Hard Turning Using Regression and Neural Networks. International Journal of Machine Tools&Manufactury 45, 2005, pp. 467-479.
- 4 Nalbant M., Gokkaya H., Toktaş İ., Comparison of Regression and Artificial Neural Network Models for Surface Roughness Prediction with the Cutting Parameters in CNC Turning. Hindawi Publishing Corporation, Modelling and Simulation in Engineering, Volume 2007, Article ID 92717
- 5 Chattefuee S., Hadi S., Regression Analysis by Example, A John Willey&Sons, Inc., Publication, 2006

УДК 621.762:691:921

**Майборода В.С., Гейчук В.М., Плівак О.А.**  
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

## **КІНЕТИКА ФОРМУВАННЯ РІЗАЛЬНИХ КРОМОК КІНЦЕВОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ В УМОВАХ ВЕЛИКИХ МАГНІТНИХ ЩІЛИН**

*The kinetics of shaping of crimps of the end instrument from high-speed steel is examined at magnetic-abrasive handling in a "refluxing" condition is magnetic-abrasive tool from working surfaces of articles in the conditions of big magnetic slots on type installation "a ring bath". It is displayed, that for security of requirements of a cusp of cutting edges expediently application of powdered magnetic-abrasive materials with comminuted the shape of corpuscles at duration of handling to 200-240 with. Initial magnitudes of radiuses of cutting edges it is thus defined by requirements of their rounding-off shoulder and in the course of magnetic-abrasive handling can vary over the range from 3-5 to 20 microns.*

### ***Вступ***

Одним з напрямків підвищення роботоздатності кінцевого різального інструменту є керований вплив на мікрогеометричні характеристики його робочих поверхонь, зокрема різальних кромок, які в процесі експлуатації знаходяться в особливо несприятливих умовах – підвищених контактних, температурних навантаженнях, тощо. Саме зазначені умови в багатьох випадках сприяють їх передчасному пластичному деформуванню, викришуванню і навіть руйнуванню. Тому наявність на різальних кромках мікроконцентраторів напружень, виривів, задирок, значне їх загострення, чи навпаки притуплення є небажаними факторами. Зокрема, зважаючи на той факт, що швидкорізальні сталі мають незначну пластичність і піддаються крихкому руйнуванню. Одним із можливих шляхів позитивного, керованого впливу на мікрогеометрію різальних кромок є метод абразивної обробки із застосуванням рухомо-скоординованого абразивного інструмента зі змінними жорсткістю, абразивними і поліруючими властивостями – метод магнітно-абразивної обробки в умовах великих магнітних щілин і слабких магнітних полів.

### ***Стан проблеми***

Виконані дослідження в зазначеному напрямку показали наявність суттєвих резервів при вирішенні проблеми керованого впливу на мікрогеометрію різальних кромок інструменту в процесі магнітно-абразивної обробки (МАО), а саме на шорсткість робочих поверхонь інструменту і різальних кромок, радіуси заокруглення і їх форму. Перші більш менш систематичні дослідження в цьому напрямку наведені в [1]. Показано, що процес МАО забезпечує притуплення (збільшення величини

радіусів заокруглення) різальних кромки. Наведені результати стосуються переважно дослідженням по формуванню і поліруванню різальних кромки ножів машин сільськогосподарського призначення. Відомостей про металорізальний інструмент (кінцевий, осьовий і твердосплавні непереточувані змінні пластини) обмаль. В [2-4] наведено результати про вплив MAO на зміну шорсткості поверхонь (передніх, задніх, допоміжних) свердел, розгортки, шорсткості різальних кромки, виконано порівняння з струменево-абразивними методами обробки. Відкритими залишились питання з вивчення механізму і кінетики процесу формоутворення різальних кромки, що не дозволяє визначити конкретні рекомендації і обмеження при операціях обробки кромки на фінішних етапах виготовлення інструменту із застосуванням MAO.

Дослідження, наведені в [5] показали перспективність методу MAO при вирішенні існуючої проблеми. При цьому принциповим у порівнянні з дослідженнями наведеними в [1] є реалізація процесу MAO з врахуванням реологічних властивостей порошкового магнітно-абразивного інструменту (MAI), що дозволило забезпечити рівномірну обробку виробів складної просторової конфігурації. Безпосередньо для кінцевого різального інструменту запропоновано проведення обробки при нахиленому розташуванні інструменту в зонах обробки по відношенню до вектора основного їх руху навколо осі кільцевої ванни як в режимі "стікання" з робочих поверхонь, так і в режимі "натікання" [5, 6, 7]. Дослідження в цьому напрямку показали, що покращується не тільки шорсткість робочих поверхонь, а і має місце підвищення твердості поверхневого шару, його зносостійкості [3, 5], зростає працездатність інструменту [2, 4, 5], знижуються сили різання [7]. Проте не з'ясовано механізм формування різальних кромки, що обмежує ефективно використання методу MAO при фінішній обробці.

Тому *метою роботи* було вивчення кінетики процесу формування і фінішної обробки різальних кромки кінцевого різального інструменту при MAO в умовах кільцевого розташування робочих зон, великих магнітних щілин і режимі "стікання" MAI з оброблюваних поверхонь.

Такий режим обробки вибраний з врахуванням результатів попередніх досліджень з метою уникнення процесів, що можуть призводити до притуплення різальних кромки [8].

### *Результати досліджень*

Для проведення дослідів було використано зразки, що імітують кінцевий різальний інструмент, виготовлені з загартованої швидкорізальної сталі з кутами загострення, які змінювались в діапазоні  $40 \div 137^\circ$ . Загострення було виконано по площинах.

На першому етапі досліджень було виконані попередні розрахунки кутів атаки на кромках зразків та їх робочих поверхнях, перетин яких

утворює кромку. Мета розрахунків полягала в визначенні умов, наведених в [9], а саме відповідного сполучення нормальної і дотичної складових сил з боку МАІ на оброблювану поверхню, достатніх для відтворення процесів пластичного деформування і мікрорізання оброблюваних поверхонь, а також відсутність "тіньових зон" [10], - умов при яких повинна відбуватися активна обробка.

На рис.1 представлена розрахункова кінематична схема процесу МАО зразків, яка відповідає фактичній установці їх на стенді. За вихідне положення зразка прийняте його вертикальне положення з нижнім розташуванням робочої частини. Початок  $O_1$  правої системи координат  $X_1Y_1Z_1$  розташований в центрі нижнього торця зразка, тобто в середній точці кромки. Вісь  $Z_1$  направлена від переднього торця до хвостовика. При цьому вісь  $Y_1$  направлена до осі магнітної системи.

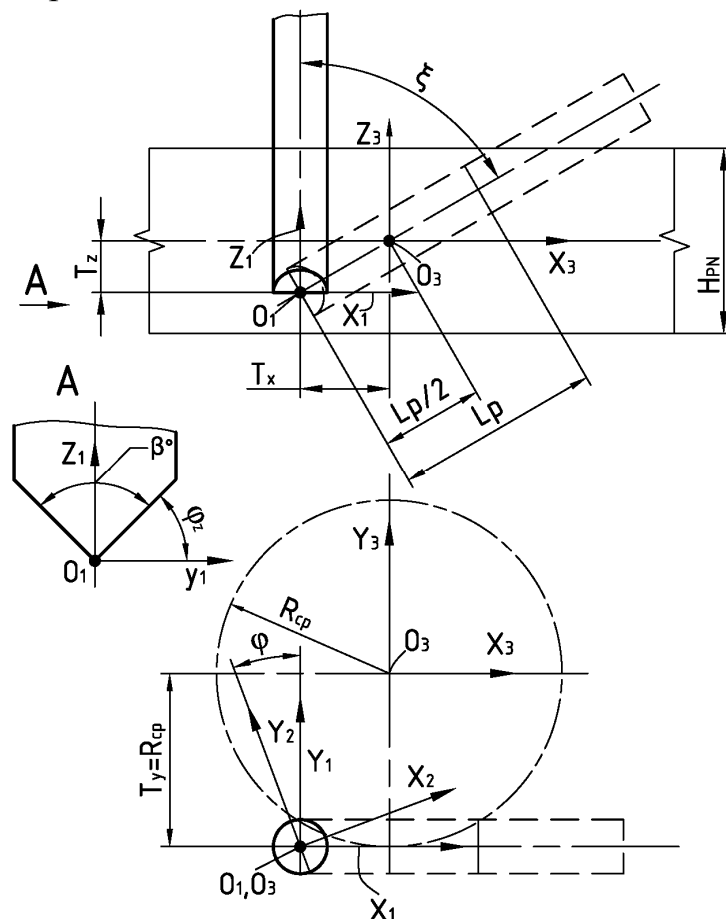


Рисунок 1 – Розрахункова схема кінематики процесу МАО зразків

Початок  $O_3$  системи координат  $X_3Y_3Z_3$  на осі "кільцевої ванни" на відстані  $H_{PN}/2$  від нижнього або верхнього торця кільцевої ванни. Її вісь  $Z_3$  співпадає з віссю "кільцевої ванни" і направлена вгору.

Для визначення координат клину зразка в його обертальному русі навколо власної осі з кутовою швидкістю  $\omega_s$  використовується система

координат  $X_2Y_2Z_2$ , яка повернута відносно системи координат  $X_1Y_1Z_1$  на кут  $\varphi$ . Зміщення  $T_X$ ,  $T_Z$ , системи координат  $X_2Y_2Z_2$  відносно системи координат  $X_3Y_3Z_3$  вибирається таким чином, щоб після установки зразка у робоче положення, яке характеризується кутом нахилу  $\xi$  осі свердла відносно вертикалі, довжина  $L_p$  робочої частини свердла ділилась площиною  $Y_3Z_3$  навпіл, а її серединна точка осі лежала в площині  $X_3Y_3$ . В цьому випадку величини зміщення визначаються за формулами:

$$T_X = -\frac{L_p \cdot \sin(\xi)}{2}, \quad T_Y = -R_{cp}, \quad T_Z = -\frac{L_p \cdot \cos(\xi)}{2}. \quad (1)$$

Величина  $R_{cp}$  є радіусом середньої лінії "кільцевої ванни". Площини клина зразка задавались у векторній формі:

$$PL_F(x, y, \varphi_Z) = \begin{pmatrix} x \\ y \\ y \cdot \operatorname{tg}(\varphi_Z) \end{pmatrix}, \quad PL_B(x, y, \varphi_Z) = \begin{pmatrix} x \\ y \\ -y \cdot \operatorname{tg}(\varphi_Z) \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Рівняння кромки можна отримати підстановкою в (2) значення  $y = 0$ . З рівнянь (2) випливає, що кромка зразка лежить на осі X. Для знаходження кута атаки в заданих точках поверхонь зразка визначимо координати цих точок в початковому положенні. Виконавши перетворення координат над цими координатами, одержимо координати точки в робочому положенні зразка, тобто коли його клин заходиться в "кільцевій ванні" магнітної системи. Представимо вектори складових сумарної швидкості різання  $\vec{V}_P$  та  $\vec{V}_S$  як направлені відрізки в кінцевому положенні заданої точки виходячи з таких положень:

– вектор швидкості  $\vec{V}_P$  завжди перпендикулярний радіусу  $R_p$ , який дорівнює відстані від осі ротора (магнітної системи) до вибраної точки інструменту;

– вектор швидкості  $\vec{V}_S$  завжди перпендикулярний радіусу  $R_s$ , який дорівнює відстані від осі інструменту до вибраної точки.

Перетворення координат виконувались за формулою:

$$R_{pt3}(x, y, \varphi_Z, \varphi, \xi) = MT_{XYZ32}(\xi) \cdot MR_{Y21}(\xi) \cdot MR_{Z21}(\varphi) \cdot PL_F(x, y, \varphi_Z). \quad (3)$$

де:  $R_{pt3}(x, y, \varphi_Z, \varphi, \xi)$  - координати кінця вектора в системі координат  $X_3Y_3Z_3$ ,  $MR_{Z21}(\varphi)$  - матриця повороту на кут  $\varphi$  навколо осі свердла (кругова подача зразка зі швидкістю  $\omega_s$  навколо своєї осі);  $MR_{Y21}(\xi)$  - матриця повороту на кут  $\xi$  навколо осі Y в системі координат  $X_2Y_2Z_2$ ;  $MT_{XYZ32}(\xi)$  - матриця переміщень на величини  $-T_X$  по осі X,  $-T_Y$  по осі Y та  $-T_Z$  по осі Z в системі координат  $X_3Y_3Z_3$ .

Склавши компоненти швидкостей  $\vec{V}_P$  та  $\vec{V}_S$  знайдемо компоненти

сумарної швидкості різання  $\vec{V}_\Sigma$ . Кутом атаки  $\chi$  є кут між вектором сумарної швидкості та дотичною до поверхні інструменту в заданій точці. Адекватність розробленої математичної моделі кінематики МАО перевірялась співставленням результатів розрахунків та результатів твердотілого параметричного моделювання в САПР Inventor фірми Autodesk. На рис. 2 представлені результати розрахунку кутів атаки  $\chi$  на кромці ( $y=0$ ) в залежності від кута повороту  $\varphi$  та кута загострення  $\beta$  зразка.

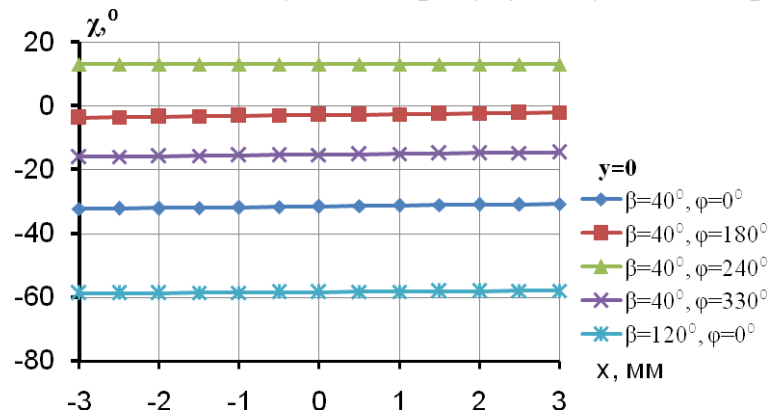


Рисунок 2 – Залежність кута атаки  $\chi$  від кута загострення  $\beta$  зразка та від його лінійного положення при різних кутових положеннях

Аналіз наведених залежностей показує, що при даному співвідношенні швидкостей кругової подачі та головного руху (середнє значення за оберт  $V_S/V_P \approx 6,6 \cdot 10^{-5}$ ) кут атаки  $\chi$  мало залежить від положення по довжині кромки (від відстані до осі обертання) і в значній мірі залежить від кута загострення  $\beta$  зразка та від кута  $\varphi$ . На рис. 3 представлені результати розрахунку кутів атаки  $\chi$  на клині в залежності від кута повороту  $\varphi$  при куті загострення зразка  $\beta=40^\circ$ . Залежності, природно, носять періодичний характер. З аналізу залежностей представлених на рис. 2 та 3 можна зробити висновок, що при малих значеннях швидкості кругової подачі значний вплив на величини кутів атаки мають кути загострення  $\beta$  зразка та його кутове положення  $\varphi$ .

На рис. 4 представлені залежності кута атаки на кромці зразка від кута повороту  $\varphi$  при різних значеннях кута загострення  $\beta$ . Додатні кути атаки мають місце тільки для малих кутів загострення ( $\beta=40^\circ, 50^\circ, 60^\circ$ ) в невеликому діапазоні кутів  $\Delta\varphi \approx 60 \div 100^\circ$  (для менших кутів загострення – більший діапазон).

З аналізу результатів розрахунків випливає, що для кутів загострення  $\beta > 70^\circ$  кути атаки на оброблюваних поверхнях за повний оберт зразка є від'ємними. Тобто з точки зору кінематики процесу ці поверхні знаходяться в "тіньовій зоні". Однак це не означає, що в цьому випадку при від'ємних кутах атаки не буде мати місце процес обробки кромки. При розрахунках кінематики процесу не враховуються специфічні властивості



МАІ: його здатність нівелювати відносно оброблюваної поверхні в результаті дії магнітних сил, дія пондеромоторних сил і процеси пов'язані з перемішуванням і відновленням форми порошкового МАІ, який має властивості Бінгамівського середовища [5]. В даному випадку саме ці властивості МАІ забезпечують можливості здійснення обробки кромки при від'ємних кутах атаки.

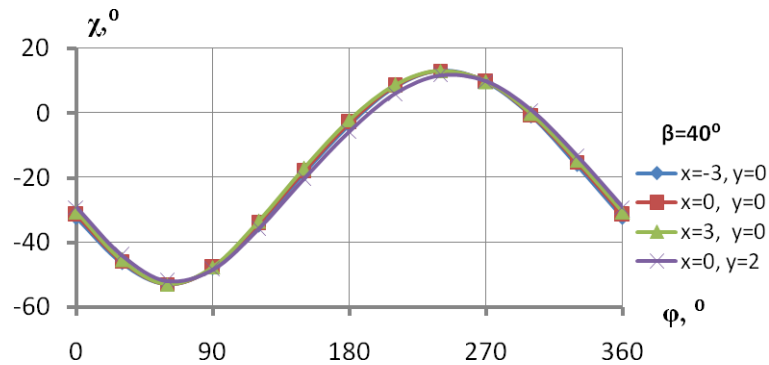


Рисунок 3 – Залежність кутів атаки від кута повороту зразка від кута повороту  $\varphi$

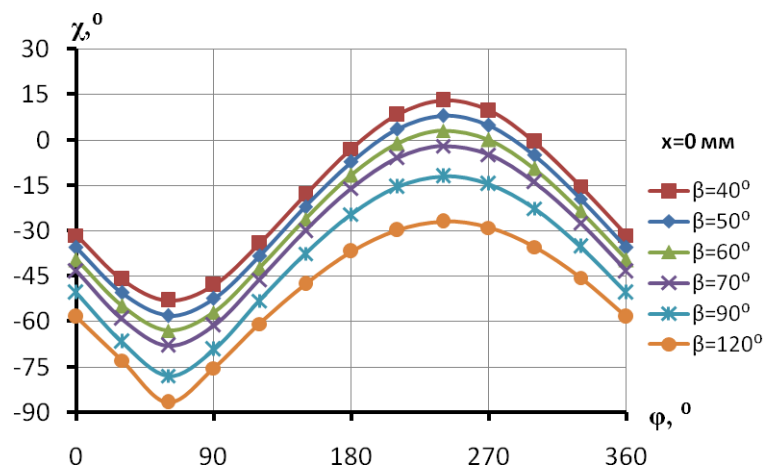


Рисунок 3 – Залежності кута атаки на кромці зразка від кута повороту  $\varphi$  при різних значеннях кута загострення  $\beta$ .

Для експериментальної перевірки наведених припущень, з врахуванням досліджень, наведених в [5], в якості магнітно-абразивних порошкових матеріалів використовували порошки Феромап з розміром частинок 160/100 мкм і 315/200 мкм з осколькою формою зерен, у яких коефіцієнт нерівності складає  $k_f = 1,5 \div 1,6$ , і порошки з округлою формою частинок аналогічних розмірів з величиною  $k_f = 1 \div 1,15$  – Полімам-М і ПР Р6М5. Зважаючи на попередні розрахунки [9, 10] відзначимо, що при застосуванні наведених осколькою порошків забезпечується підвищена абразивна здатність порошкового магнітно-абразивного інструменту з урахуванням їх розмірів і площі фактичного контакту МАІ з оброблюваною поверхнею [5, 12]. Округлі порошкові

магнітно-абразивні матеріали при MAO в умовах кільцевого розташування робочих щілин значної величини і слабких магнітних полів виконують переважно пластичне мікрODEформування поверхневого шару з незначним зношуванням оброблюваної поверхні, забезпечуючи ефект вигладжування поверхні. MAO виконували на установці, описаній в [3, 5, 13]. Враховуючи попередні результати [4-8] швидкість обертання навколо осі кільцевої ванни складала 2,5 м/с, а навколо власної осі, яка була розташована під кутом  $30^\circ$  до площини кільцевої ванни, складала  $1 \text{ хв}^{-1}$ . В робочих зонах при MAO зразки розташовували таким чином, щоб проекція осі зразків на площину ванни була дотичною до кола обертання навколо осі ванни. Величина магнітної індукції в центрі робочих зонах вільних від порошку дорівнювала 0,24 Тл. В якості ЗОМТС для підвищення ефективності процесу обробки використовували мастильну рідину АСФОЛ [13, 14].

Вимірювання радіусів заокруглення кромки зразків виконували в трьох перетинах вздовж різальної кромки зразка по методу "зіскоку" щупа профілометра з кромки з обох сторін по відношенню до кромки через кожні 60 с процесу MAO на профілометрі "Калібр" з фіксацією результатів на вимірювальному комплексі [15] за методикою наведеною в [16]. Додатково фіксацію зовнішнього вигляду кромки на кожному етапі виконували цифровим фотоапаратом на інструментальному мікроскопі. Загострення зразків виконували на універсальному заточувальному верстаті ельборовими кругами.

В процесі загострення зразків, навіть при їх "виходжуванні" на різальній кромці завжди залишалась задирка (рис.5), величина якої може змінюватися у досить широких межах в залежності від режимів заточування. Кромки зразків заточували до величини радіусу  $2 \div 20 \text{ мкм}$  в залежності від кута їх загострення.

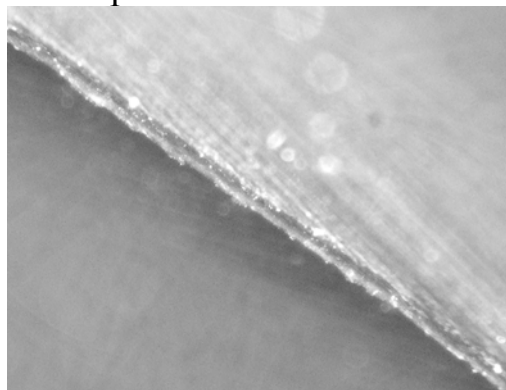


Рисунок 5 – Зовнішній вигляд задирки на різальній кромці зразка для досліджень після їх загострення.

Кінетику зміни величини радіусів кромки після MAO аналізували по відношенню до величини радіусу до MAO. Характер зміни величини радіусу кромки –  $\Delta R$  зразків при різному часі MAO в залежності від кута загострення зразків наведено на рис. 6.

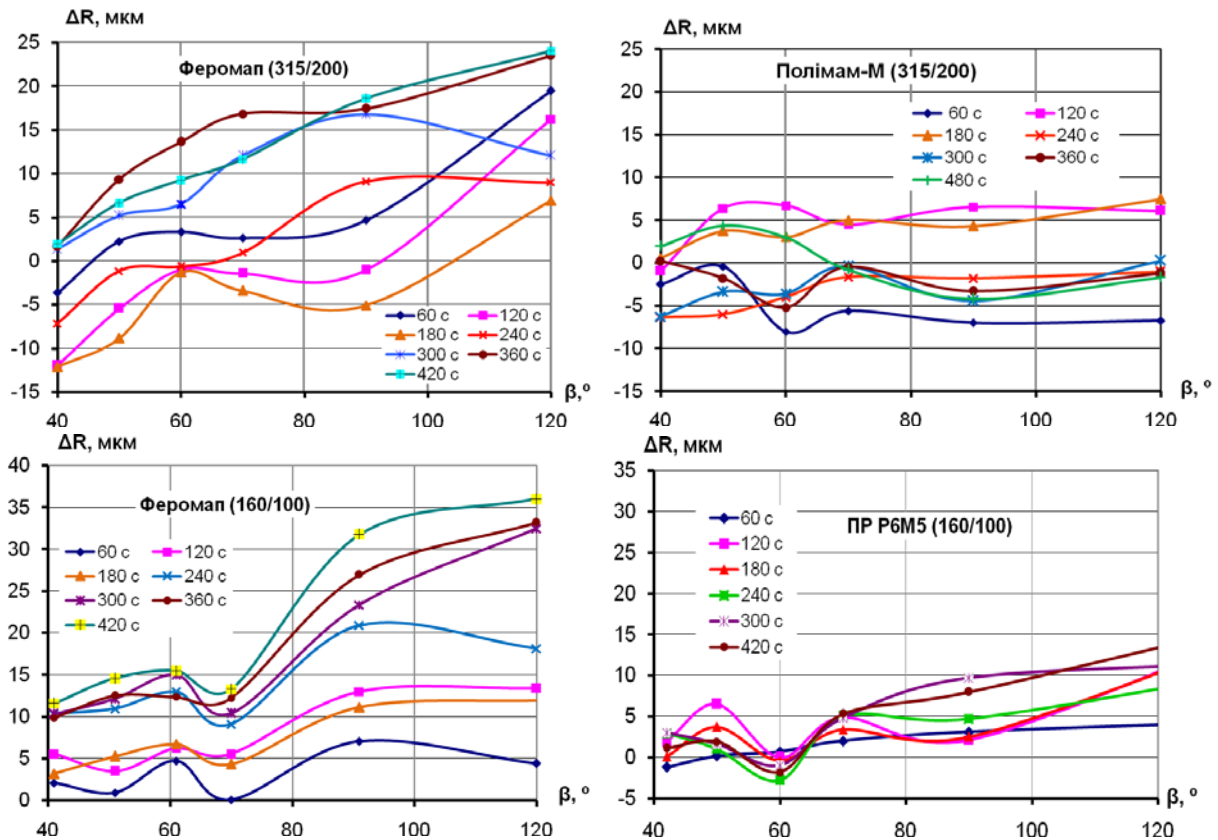


Рисунок 6 – Залежності зміни величини радіусів різальних кромek зразків при різному часі MAO від кута загострення  $\beta$

Від'ємні значення величини  $\Delta R$  свідчать про те, що відбувається зменшення радіусу кромek (загострення). Процеси формування радіусів порошками різних форм та зернистості мають свої особливості. При застосуванні дрібних оскольчастих порошкових магнітно-абразивних матеріалів відбувається переважно притуплення різальних кромek, що підтверджує результати, наведені в [1]. Відзначимо, що процес зміни величини  $\Delta R$  відбувається не монотонно в залежності від кута загострення леза. Застосування порошків з оскольчатою формою і розміром частинок 315/200 мкм на першому етапі процесу MAO на протязі перших 180÷240 с призводить до зменшення радіусів заокруглення практично для усіх зразків. Встановлено, що зменшення радіусів заокруглення при MAO округлими порошками в 2÷3 рази менше, ніж при використанні оскольчастих частинок. У випадку дрібних округлих порошків тенденція зміни величини  $\Delta R$  близька до дрібних оскольчастих.

Зовсім інша поведінка зміни величини  $\Delta R$  має місце при використанні округлих порошків з розміром частинок 315/200 мкм. У порівнянні з оскольчастими практично для усіх зразків з різними кутами загострення має місце зниження R по відношенню до необроблених методом MAO. Виключення притаманне зразкам після MAO на протязі 120 і 180 с. При зазначеній тривалості MAO відбувається притуплення кромek зразків приблизно на 3÷6 мкм незважаючи на величину кута загострення.

Відзначимо, що при кутах  $\beta > 90^\circ$  зміни величин радіусів заокруглення незначні, що підтверджує результати попередніх розрахунків.

Зазначенні особливості зміни величини заокруглення різальних кромок при MAO різними за розміром і формою порошками пов'язані з їх абразивною здатністю, умовами контакту частинок МАІ з оброблюваними поверхнями [5, 8, 10], особливостями пластичного мікрODEформування поверхневого шару і видалення з поверхні дефектів, що отримані на операції заточування зразків.

Аналіз зміни величини R в залежності від часу MAO дозволив більш ретельно проаналізувати кінетику процесу формування (заточування-притуплення) радіусів заокруглення різальних кромок для зразків з різними кутами загострення. Отримані залежності наведено на рис.7. Показано, що при використанні порошку Феромап (160/100 мкм) відбувається стале притуплення різальних кромок з швидкістю  $0,03 \div 0,09$  мкм/с, а порошком ПР Р6М5 (160/100 мкм) – з швидкістю, яка менша в 3 рази, а саме складає  $0 \div 0,03$  мкм/с.

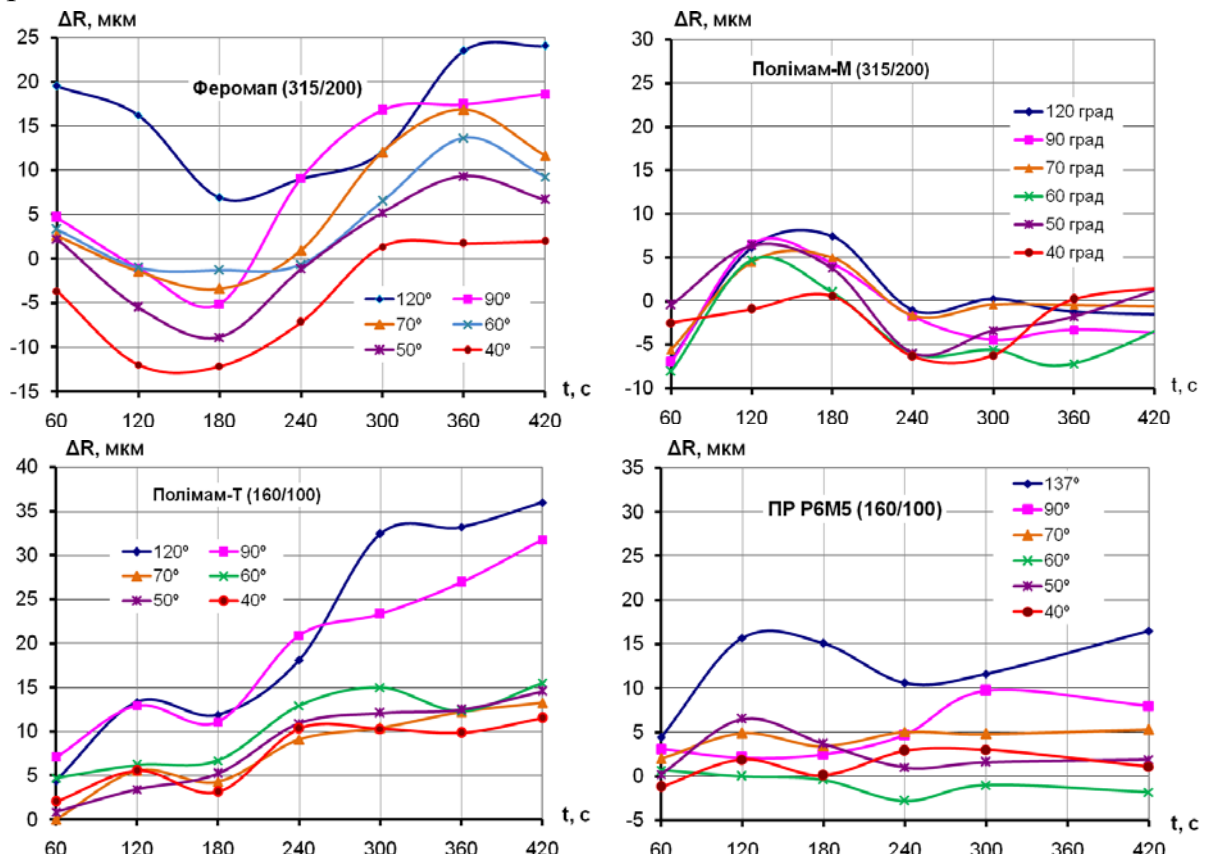


Рисунок 7 – Залежності зміни величини радіуса різальної зразків від часу MAO при різних кутах їх загострення

Децо інший процес зміни величини R має місце при застосуванні порошків з розміром частинок 315/200 мкм. Аналіз отриманих результатів дозволив конкретизувати кінетику формування радіусів заокруглення. Встановлено, що на протязі перших 60 с процесу MAO відбувається

переважне видалення мікрозадирки з різальної кромки і зниження шорсткості поверхонь клину до деякої сталої величини, яка визначається попередньою шорсткістю і типом магнітно-абразивного порошку, що використовується при обробці. Для порошкових матеріалів, які використовувались в наших дослідженнях, встановлено, що шорсткість, яка отримана через 60 с МАО, не перевищувала величини  $Ra=0,1$  мкм і в подальшому практично не змінювалась. Застосування осколькового порошку на протязі перших 60 с призвело до повного видалення задирок і частковому розполіруванню мікрорельєфу, що сформований на операції заточування (рис. 8). У випадку застосування округлого порошку відбувалось переважне пластичне деформування поверхневого шару [9, 13], а на кромці залишалися досить гострі окремі фрагменти кореню задирки. При подальшій МАО з тривалістю до 200÷240 с осколькова частина порошка відбувалось заточування різальних кромки шляхом видалення спадкової шорсткості поверхні, що сформувалась в процесі заточування, і тонкого знеміцненого поверхневого шару. При часі МАО більше 250 с після зменшення  $R$  відбувається притуплення кромки до деякої майже незмінної величини, типової для різних зразків в залежності від кута загострення. При цьому, чим більший кут загострення, тим більша величина  $R$  формується. Необхідно окрему увагу приділити зразкам з кутами загострення 90 і 120°. Процес МАО зазначених зразків магнітно-абразивним інструментом з порошку Феромап на протязі обробки призводить до сталого притуплення різальних кромки, що можна пояснити особливістю поведінки МАІ і тим фактом, що досліджувані елементи обробки (різальна кромка і площини клину) при довільному їх розташуванні в робочих щілинах знаходиться в умовах "тіньової зони", тобто при від'ємних значеннях кутів атаки. Проте наявність притуплення різальних кромки свідчить про те, що процес обробки кромки відбувається досить активно. Пояснення такого факту можна запозичити із гідродинаміки. При русі зразка через магнітно-абразивний порошок (МАП) з певною швидкістю, останній зривається на еліпсній кромці (між циліндричною частиною і клином) і далі рухається на певну відстань у відриві від клину. При всіх інших однакових умовах ця відстань тим більша, чим більша швидкість відносного руху порошку та зразка, менша величина індукції, і в загальному випадку, незалежно від причини, чим більшу рухомість має порошок. На певній відстані від еліпсної кромки з обох боків клина потік порошку знову замикається на його поверхні під певним кутом до його площини. Для зразків з більшим кутом загострення цей кут більший відстань від еліпсної кромки менша. Тому для зразків з малими кутами загострення потік замикається на достатньо великій відстані від основної кромки і до неї рухається вдовж клина, що спричинює формування малих радіусів заокруглення. Для великих кутів загострення, в даному випадку 90° та 120°, ця відстань значно коротша і

потік замикається в області основної кромки, що спричинює формування великих радіусів заокруглення. Це припущення, яке потребує додаткових досліджень.

Аналогічна кінетика виявляється і при MAO крупними округлими порошками, з тією різницею, що процес формоутворення кромки потребує більшого часу. Так, перша стадія притуплення відбувається через 100÷200 с MAO, а загострення, пов'язане з переважною мікропластичною деформацією поверхневого шару з спадковою шорсткістю, через 200÷350 с. Зовнішній вигляд кромки на різних етапах MAO наведено на рис. 8.

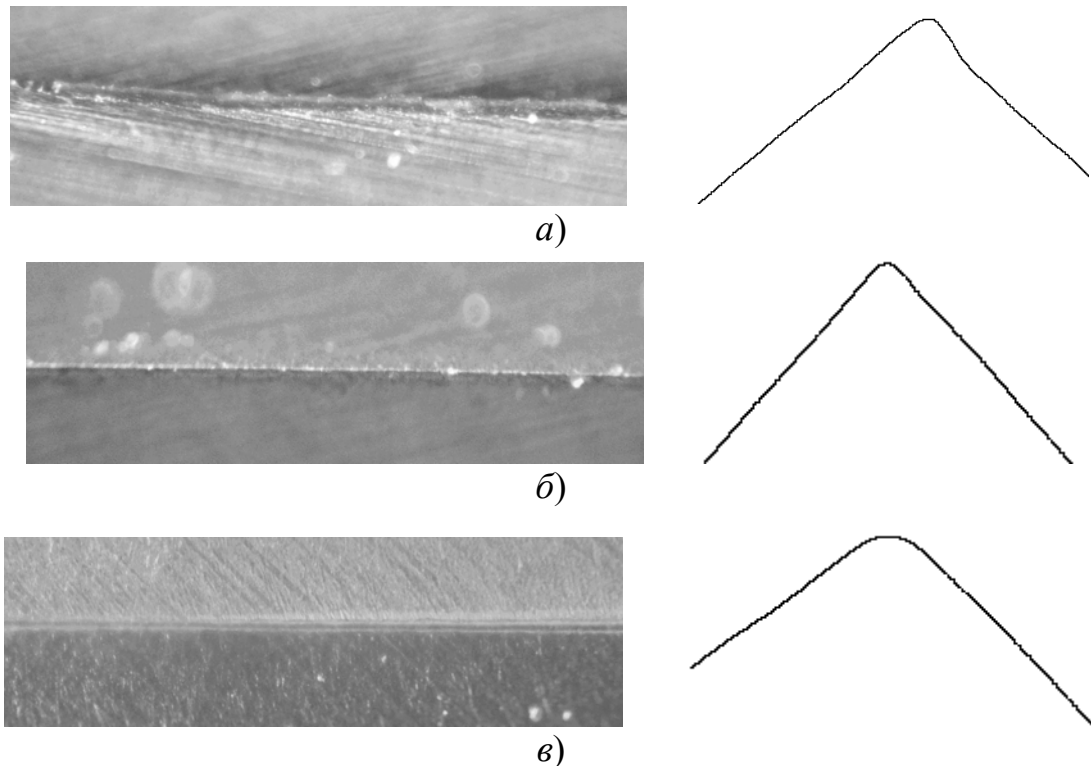


Рисунок 8 – Зовнішній вигляд кромки:  
а) з задиркою, після заточування ; б) загостреної в процесі MAO;  
в) притупленої в процесі MAO

Підтвердження подібної кінетики процесу формування різальник кромки на мікрорівні добре виявляється при аналізі зміни величини радіусу заокруглення різальної кромки на кожному етапі MAO у порівнянні з попереднім етапом. Отримані результати на прикладі MAO порошками з розміром частинок 315/200 мкм наведено на рис. 9.

Узагальненні результати експериментальних досліджень доцільно представити у вигляді топограм поверхонь зміни величини радіусів заокруглення різальних кромки від тривалості процесу MAO і величини кута загострення зразків (рис. 10).

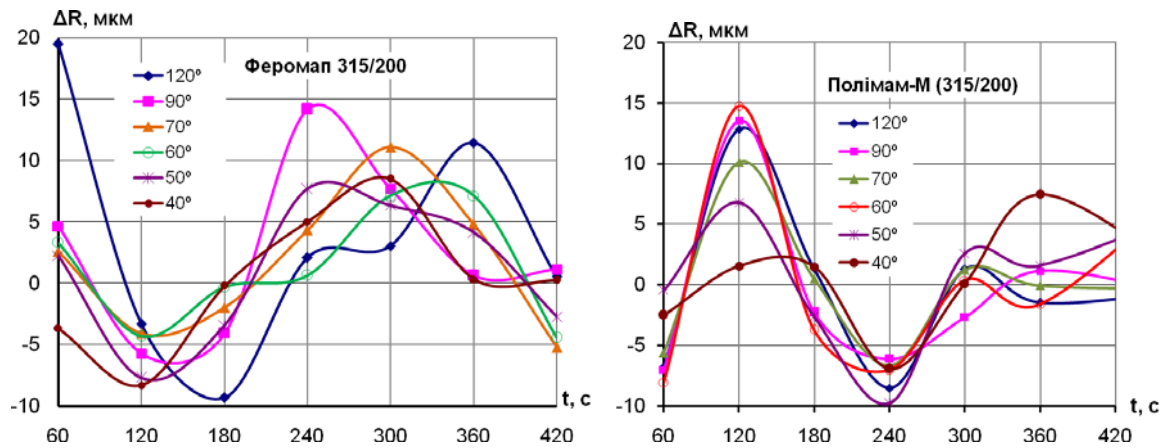


Рисунок 9 – Залежності зміни величини радіусу різальної кромки на кожному етапі процесу MAO (тривалість етапу MAO складає 60 с) від часу обробки

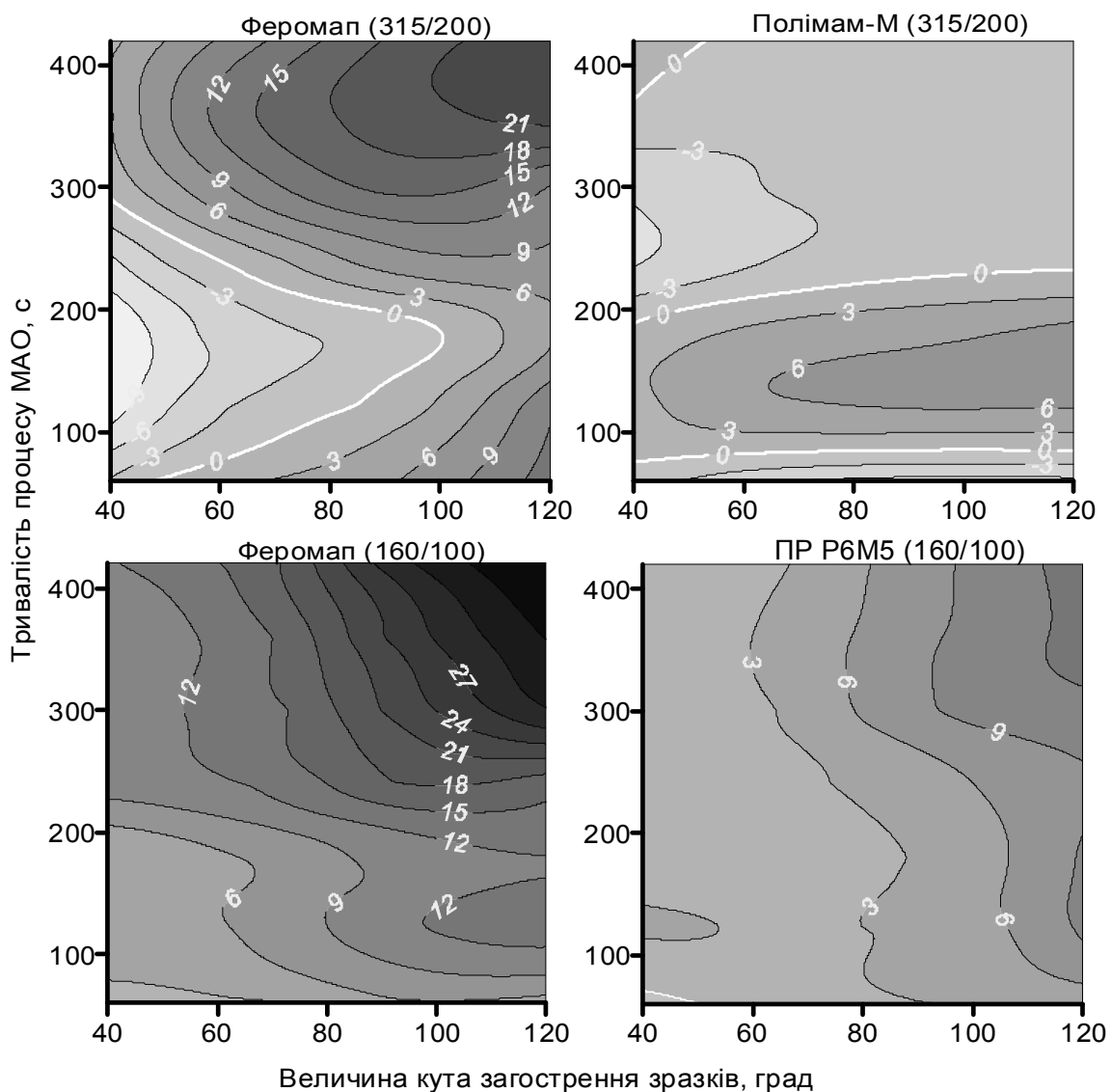


Рисунок 10 – Топограми поверхонь зміни величини радіусів заокруглення кромки від тривалості процесу MAO і величини кута загострення зразків при їх обробленні різними порошками



На рис.10 показано, що для отримання ефекту загострення при MAO в режимі "стікання" при застосуванні великих магнітних щілин при їх кільцевому розташуванні доцільно виконувати обробку порошками з розміром частинок більше 200 мкм на протязі 180÷200 с. При цьому буде забезпечуватися повне видалення мікрозадирок, розполірування різальних кромок і формування шорсткості робочих поверхонь різального інструменту на рівні  $Ra=0,1$  мкм.

### **Висновки**

Досліджено кінетику зміни величини радіусів заокруглення різальних кромок кінцевого різального інструменту при MAO в режимі "стікання" MAI з оброблюваних поверхонь, в умовах великих магнітних щілин при кільцевому їх розташуванні. Показано, що на першому етапі процесу обробки на протязі до 60÷100 с відбувається видалення спадкової шорсткості з поверхонь зразків і мікрозадирок. Зменшення радіусів заокруглення різальних кромок деталей відбувається через 200÷240 с. В подальшому має місце виключне притуплення кромок. Величина заокруглення кромок може корегуватися шляхом застосування порошкових магнітно-абразивних матеріалів з різними розмірами, формою частинок і реологічними властивостями MAI. При кутах загострення більших  $90^\circ$  в умовах формування "тіньових зон" при стіканні MAI при швидкості MAO 2,5 м/с можливе формування зон збурень, які призводять виключно до притуплення різальних кромок.

### **Література**

- 1 Ефремов В.Д., Ящерицын П.И. Технологическое обеспечение качества рабочих кромок инструмента и деталей. – Мн.: БАТУ, 1997. – 251 с.
- 2 Влияние струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок на состояние рабочих поверхностей и режущих кромок сверл из быстрорежущей стали/А.А.Беляев, Б.Карпушевский, Л.Г.Дюбнер, В.С.Майборода //Вестник двигателестроения. – 2007. - №2. – С.90-94.
- 3 Erhöhung der Leistungsfähigkeit von beschichteten Zerspanwerkzeugen durch Kombination der Werkzeugbeschichtung mit einer Magnetabrasiven Behandlung / O.Byelyayev, L.Dübner, V.Karpuschewski, V.Maiboroda // Резание и инструмент в технологических системах. 2006. - №70. – С.38-45.
- 4 Дюбнер Л.Г., Майборода В.С., Ивановский А.А. Магнитно-абразивная обработка концевого режущего инструмента //Вестник национального технического университета Украины "Киевский политехнический институт". Машиностроение. - Вып.44. -2003.-С.107-108.
- 5 Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисс. ... докт.техн.наук. –



- Київ, 2001. – 404с.
- 6 Спосіб магнітно-абразивної об'ємної обробки. Патент України № UA 25441A Майборода В.С., Гейчук В.М., Степанов О.В. МПК В 24 В 31/112, Бюл. № 6, 15.12.1998.
  - 7 Влияние процесса магнитно-абразивной обработки сверл из быстрорежущей стали на некоторые показатели их работоспособности / В.С.Майборода, Пливак А.А., Майданюк С.В., Явтушенко С.Г. // Вістник ДГМА.- 2007. - №3/9. – С.136-143.
  - 8 Магнітно-абразивна обробка осьового і кінцевого різального інструменту. 5. Дослідження впливу умов базування деталей на зміну геометричних характеристик різальних кромки свердел при магнітно-абразивній обробці /В.С.Майборода, Д.В.Хроновский, В.І.Солодкий, Н.В.Ульяненко // Наукові вісті НТУУ "КПІ" - 2002. - №5. -С.69-73.
  - 9 Застосування магнітно-абразивної обробки для зміцнення різального інструменту/В.С.Майборода, Н.В.Ульяненко, Л.Г.Дюбнер та ін.//Вісник ЖДТУ – 2003.-№3(27). – С.22-31.
  - 10 Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дисс. ... к.т.н. – Киев, 2006. – 167 с.
  - 11 Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. - М.: Металлургия, 1990. - 176с.
  - 12 Універсальна головка для магнітно-абразивної обробки. Патент України на винахід №78782 С2 В24В 31/112 В.С.Майборода, В.М.Гейчук, А.А.Лисенко //Опубл. 25.04.2007. Бюл.№5.
  - 13 Майборода В.С., Гейчук В.М., Ивановський О.А. Вплив змащувально-охолоджуючих технологічних середовищ (ЗОТС) на триботехнічні властивості порошкового магнітно-абразивного інструменту//Технологія і техніка друкарства. Зб.наук.праць. Вип. 4(6), ВПІ НТУУ «КПІ». К.-2004. с. 56-67.
  - 14 Майборода В.С., Демченко О.С., Ивановський О.А. Вплив змащувально-охолоджувальних технологічних середовищ (ЗОТС) на триботехнічні властивості порошкового магнітно-абразивного інструменту //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.1, 2005. - С.381-394.
  - 15 Майданюк С.В., Плівак О.А., Бекмурадов Р.А. Модуль для вимірювання фасонних профілів //Вісник ЖДТУ, - 2007. - №2(41). – С.15-18.
  - 16 Магнітно-абразивна обробка кінцевого твердосплавного різального інструменту / В.С.Майборода, О.А.Плівак, С.В.Майданюк, В.М.Гейчук //Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. 2007.- № 1(42), част.1. – С. 66-70.

УДК 621.923

**Гусев В.В.**

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

**АНАЛИЗ МЕХАНИЗМА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА И ЗАГОТОВКИ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ СХЕМ ШЛИФОВАНИЯ**

*In work development to the law of removal of material are probed characteristic for various schemes of diamond grinding.*

**Введение**

Существует большое разнообразие видов шлифования (наружное и внутреннее круглое, плоское периферией и торцом круга и т. д.) [1], которые отличаются друг от друга количеством движений, угловым расположением шлифовального круга (ШК) в системе координат заготовки. В работах [2] предлагалось учитывать это разнообразие путем введения эквивалентного радиуса

$$R_s = R / (1 \pm R/r), \quad (1)$$

где  $R$  и  $r$  радиусы ШК и детали соответственно, а знак в знаменателе учитывает наружное и внутреннее шлифование; при  $r = \infty$  эквивалентный радиус соответствует плоскому шлифованию периферией.

В последнее время в новых схемах шлифования, как торцом, так и периферией ШК, невозможно учесть изменение кинематического взаимодействия круга и заготовки путем введения эквивалентного радиуса, т. к. не учитываются переменные условия работы зерен вдоль образующей ШК при развороте его оси относительно детали. С геометрической точки зрения наиболее общей является схема со скрещивающимися осями заготовки и ШК (рис.1), где система координат 4 неподвижна, репер 2 определяет положение круга в пространстве, а репер 3 – заготовку.

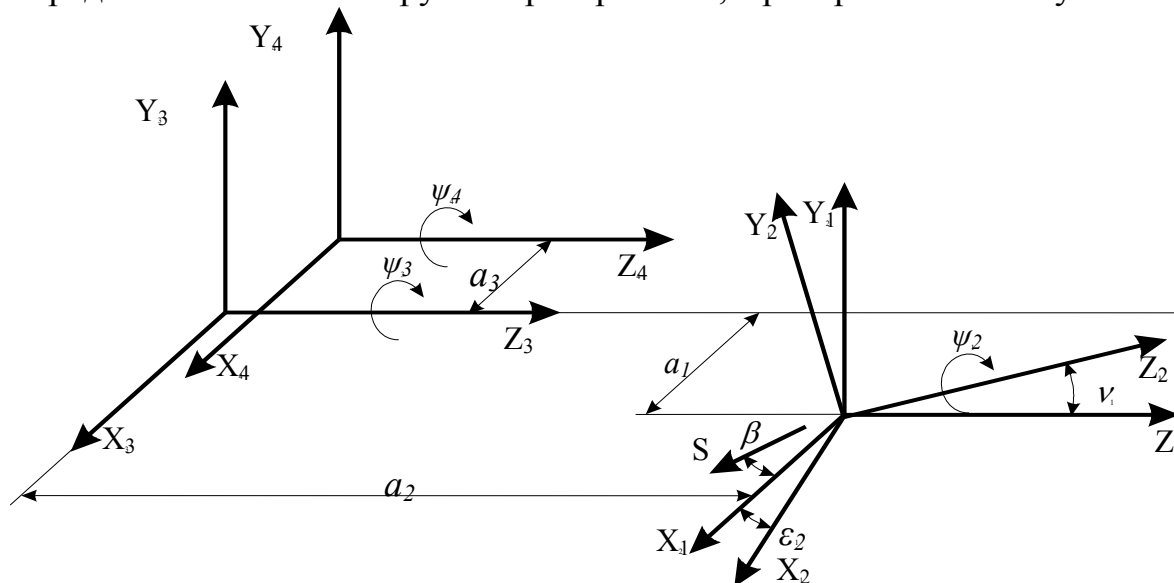


Рисунок 1 – Обобщенная система реперов при шлифовании заготовки

Следует вспомнить, что на общность методов шлифования указывал еще Маслов Е.Н. [3]. За счет увеличения диаметра детали до бесконечности и условных поворотов ШК возможен переход от наружного круглого шлифования к схеме плоского шлифования периферией круга.

Целью настоящей работы является нахождение общих закономерностей удаления припуска для различных схем шлифования.

### *Основное содержание*

Данные исследования выполнены при определенных ограничениях, накладываемых на процесс шлифования (отсутствие радиального биения, вибраций). Также не будем учитывать влияния пластических деформаций и хрупкого разрушения материала припуска на формирование сечения среза на зерне.

Использование предложенной системы реперов (см. рис. 1) позволяет анализировать не только известные схемы шлифования (таблица), но и такие способы обработки абразивным инструментом как сверление. Рассмотрим процесс круглого наружного шлифования периферией круга, с учетом влияния характеристик инструмента и режимов обработки. Процесс взаимодействия шлифовального круга (ШК) с материалом припуска заготовки рассмотрим в нормальных цилиндрических системах координат. Расположение зерен на рабочей поверхности круга в статике можно рассматривать как нестационарное поле с распределением Пуассона в трехмерном пространстве (D) рабочей поверхности круга (РПК) [4]. Распределение же вершин зерен по высоте  $u$  рабочей поверхности круга является неравномерным и адекватно описывается распределением Вейбулла с плотностью  $f(u)$ . При шлифовании круг вращается и поступательно перемещается относительно обрабатываемой заготовки. Вектор скорости  $\vec{V}_k$  произвольной точки РПК складывается из скорости поступательного перемещения круга  $\vec{V}_n$  и скорости  $\omega \times (R-u)$ , обусловленной его вращением с мгновенной угловой скоростью  $\omega$  вокруг оси.

Зерна шлифовального круга начинают взаимодействовать с обрабатываемым материалом при значении угла  $\varphi = \varphi_1(z_1)$  и продолжают за границей, определяемой характеристической линией  $\varphi_0(z_1)$  шлифовального круга в пределах рельефного слоя (высотой микронеровностей  $R_z$ ) до значения угла  $\varphi_{01}$ , которое можно определить, пользуясь теоремой косинусов для схем круглого наружного и плоского шлифования ( $a_1 = \infty$ )

$$\varphi_{01} = \varphi_0 - \arccos \left[ 1 - \left( \frac{1}{R} - \frac{1}{a_1} \right) \cdot R_z - \frac{R_z^2}{2 \cdot R \cdot a_1} \right]. \quad (2)$$

Таблица 1 – Параметры схем шлифования

Схема шлифования		Рабочая поверхность	Геометрические параметры	Эквивалентный радиус
Круглое наружное шлифование	С продольной подачей	периферия	$\varepsilon=0, v=0, \beta \neq 0, a_3=0, \psi_4=0$	$R_3=R/(1+R/r)$
	С радиальной подачей	— .. —	$\varepsilon=0, v=0, \beta=90^0, a_3=0$	— .. —
	С подачей под углом	— .. —	$\varepsilon=0, v=0, \beta \neq 0, a_3=0, \psi_4=0$	— .. —
	Со скрещивающимися осями заготовки и ШК	— .. —	$\varepsilon \neq 0, v \neq 0, \beta=0, a_3=0, \psi_4=0$	$R_3= \text{var.}$
	С продольной подачей	торец	$\varepsilon=90, v=0, \beta=0, a_3=0, \psi_4=0$	$R_3=0$
Внутреннее шлифование	С продольной подачей	периферия	$\varepsilon=0, v=0, \beta \neq 0, a_3=0, \psi_4=0$	$R_3=R/(1-R/r)$
	Методом врезания	— .. —	$\varepsilon=0, v=0, \beta=90^0, \psi_4=0, a_3=0$	— .. —
	С пересекающимися осями [63]	— .. —	$\varepsilon=\arcsin(t/H), v=0, \beta=0, a_3=0, \psi_4=0$	— .. —
Плоское шлифование	С продольной подачей	периферия	$\varepsilon=0, v=90^0, \psi_4=0, a_3=0, \beta=0, \psi_3=0$	$R_3= R$
	С продольной и поперечной подачами	— .. —	$\varepsilon=0, v=90^0, a_3=0, \beta \neq 0, \psi_3=0, \psi_4=0$	— .. —
	С круговой подачей	— .. —	$\varepsilon=0, v=90^0, \psi_3=0, \psi_4 \neq 0$	— .. —
	С продольной подачей	торец	$\varepsilon=0, v=0, \beta=0, \psi_3=0, \psi_4=0$	$R_3=0$
	С продольной и поперечной подачами	— .. —	$\varepsilon=0, v=0, \beta \neq 0, \psi_3=0, \psi_4=0$	— .. —
	С круговой подачей	— .. —	$\varepsilon=0, v=0, \psi_3=0, \psi_4 \neq 0$	— .. —

Примечание. Для всех схем шлифования  $\omega_1 \neq 0$ .

Рассмотрим в векторном поле алмазных зерен рабочей поверхности инструмента перемещение площадки единичной ширины ( $\Delta z_0=1$ ) высотой  $dt$ , расположенной на глубине  $t_j$  от исходной наружной поверхности заготовки радиуса  $r$  (рис.2). Угловое положение площадки в системе координат круга определяется величиной угла  $\varphi$ , отсчитываемого от полярной оси. Начало контакта площадки с рабочей поверхностью круга происходит в точке  $C$ , определяемой углом  $\varphi_0$ .

Наиболее выступающее зерно на рабочей поверхности круга начинает контактировать с рассматриваемой площадкой при угловом положении  $\varphi_0$ . Зависимость для определения максимального значения Глубины

внедрения в обрабатываемый материал зерна, расположенного на глубине  $u$  рабочей поверхности круга при его угловом расположении  $\varphi_i$  в рабочей зоне, может быть получена, используя элементарные тригонометрические преобразования

$$u_{\max}(\varphi_i, t_j) = (R - u) + \sqrt{(r - t_j)^2 - a_1^2 \cdot \sin^2 \varphi_i - a_1 \cdot \cos \varphi_i},$$
 где значение угла  $\varphi$  изменяется в пределах  $\varphi_{01}(z, u) \leq \varphi_i \leq \varphi_1(z, u)$ , определяющих рабочую зону контакта.

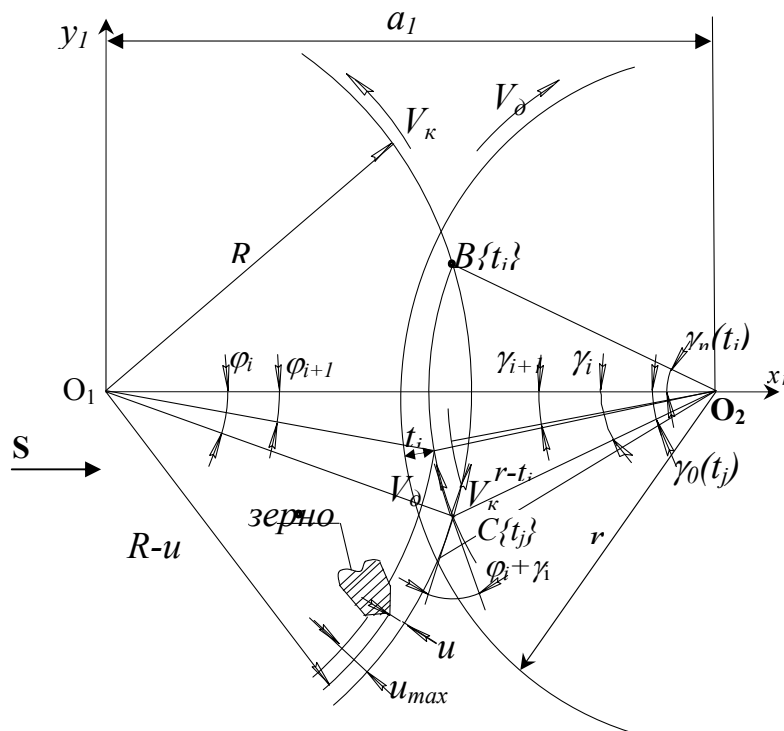


Рисунок 2 – Схема взаимодействия шлифовального круга и заготовки при круглом врезном шлифовании периферией круга

Алмазные зерна на ШК завершают процесс удаления материала на рассматриваемой площадке в т.  $B$ , расположение которой также зависит от глубины  $t_j$ . Кроме того, взаимодействие зерен круга с обрабатываемой заготовкой на рассматриваемой площадке не состоится вследствие предшествующего удаления материала с нее в зоне резания. Таким образом, углы, определяющие завершение обработки  $\varphi_n(t)$  функционально зависят от глубины расположения площадки на заготовке. Участок траектории от углового положения  $\gamma_i$  до  $\gamma_{i+1}$  длиной  $\Delta s = (r - t_j) \cdot (\gamma_{i+1} - \gamma_i)$  площадка пройдет за время  $\Delta \tau = \Delta s / V_\delta$ . За это время  $\Delta \tau$  через нее пройдет целое число зерен. Последовательность алмазных зерен, проходящих через указанный объем, представляет поток событий интенсивностью  $\vec{I}(\tau)$ .

Интенсивность потока определяет среднее число событий, приходящихся на единицу времени. Вероятность попадания того или

иного числа зерен в пространственную фигуру не зависит от того, сколько зерен попало в любую другую не пересекающуюся с ней фигуру. Для этого потока зерен выполняются условия ординарности и отсутствия взаимодействия. Выделим на рабочей поверхности круга криволинейный параллелепипед с площадью основания равным единице и переменной высотой  $u_{max}(\varphi, t_j)$ . Произведение числа зерен в выделенном объеме в РПК на вектор их скорости определяет интенсивность потока вершин зерен  $\vec{I}$

$$\vec{I}(\varphi_i, t_j) = \vec{V}_k \cdot n_z \int_0^{u_{max}(\varphi_i, t_j)} f(u) du. \quad (3)$$

Полученный вектор определяет интенсивность потока вершин зерен через фиксированную в пространстве плоскость, нормальную к вектору скорости круга. В первом приближении поле режущих кромок абразивного инструмента можно рассматривать как стационарное и не зависящее от времени работы и углового расположения ( $\varphi$ ) базового участка поля на круге.

При обработке в векторном поле режущих элементов ШК перемещается не элементарная площадка, а элементарный объем заготовки  $dV_\delta(r-t_j, \gamma, z) = (r-t_j) \cdot dt \cdot d\gamma \cdot l$  (рис. 3), в удалении материала которого участвуют алмазные зерна, проходящие и через другие его боковые поверхности. Интенсивность потока зерен через  $k$ -ю площадку определяется скалярным произведением векторов скорости  $\vec{V}_k$  и вектора нормали к этой площадке  $\vec{n}_k$ . Если векторы направлены в противоположном направлении, то поток зерен круга по элементарной поверхности входящий, иначе – выходящий. Для круглого врезного шлифования входные потоки алмазных зерен

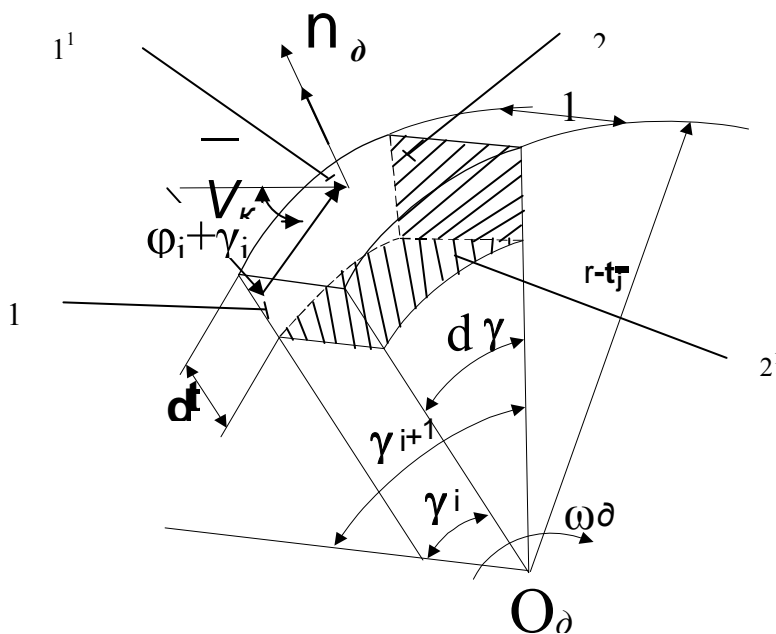


Рисунок 3 – Обрабатываемый элемент заготовки

направлены по двум поверхностям рассматриваемого объема  $\Delta V_\delta$  (поверхности 1 и 1'), а по двум поверхностям (2 и 2' заштрихованы) потоки выходящие. Входные потоки направлены по площадке 1' размером  $(r-t_j) \cdot d\gamma \cdot l$  с вектором нормали  $n_\delta$  к площадке, перпендикулярным вектору скорости заготовки  $\vec{V}_\delta$ , и по площадке 1, размером  $dt \cdot l$  и с вектором нормали - коллинеарным вектору

скорости заготовки.

Общее число зерен, участвующих в удалении материала припуска из объема  $\Delta V_\partial$  при его перемещении в зоне резания, определяемой углами  $\gamma_0(t_j)$ ,  $\gamma_n(t_j)$ , можно найти по следующей зависимости

$$N_V(t_j) = \frac{V_K}{V_\partial} n_3 \int_{\gamma_0(t_j)}^{\gamma_n(t_j)} [\cos(\varphi + \gamma) + \sin(\varphi + \gamma)] \int_0^{u_{\max}(\varphi, t_j)} f(u) \cdot (r - t_j) du d\varphi. \quad (4)$$

Для круглого продольного шлифования необходимо учесть потоки режущих зерен входящих через три поверхности элементарного объема заготовки, и в общем, случае выходящих через три другие поверхности. Поток материала заготовки является векторной величиной, переменной во времени и в пространстве. Направление перемещения определяется однозначно вектором скорости для каждой точки пространства  $\vec{V}_\partial = \vec{\omega}_\partial \cdot r \{t_j, \gamma_i\}$ . Скалярная характеристика поля материала определяется

вероятностью неудаления материала  $P(\gamma_i, t_j)$  [2]

$$P(\gamma_i, t_j) = \exp\left(-\frac{\sum b(\gamma_i, t_j)}{L}\right), \quad (5)$$

где  $\sum b(\gamma_i, t_j)$  – суммарная ширина всех единичных зерен, прошедших через базовый участок  $L_\partial$  на уровне радиальной координаты  $t_j$ , отсчитываемой от поверхности заготовки, с угловым расположением сечения  $\gamma_i$ .

Если обозначить вероятность неудаления материала в дискретных сечениях  $\gamma_i$  и  $\gamma_{i+1}$  через  $P_i$  и  $P_{i+1}$ , то переход из состояния  $P_i$  в состояние  $P_{i+1}$  осуществляется под воздействием пуассоновского потока зерен. Вероятность неудаления материала на базовой площадке заготовки определяется характеристикой поля инструмента  $b_{i,i+1}$  на данном участке ее углового перемещения  $P_{i+1}(\gamma_i, t_j) = P_i(\gamma_i, t_j) \exp(-b_{i,i+1}(\gamma_i, t_j))$ . Если вектор скорости произвольной точки РПК круга умножить на скалярную функцию  $A_c$  поля ШК [5], получим векторную характеристику поля круга при обработке  $\vec{B}_K = A_c \cdot \vec{V}$ . Мы имеем случайное соленоидальное векторное поле.

Объем материала, проходящего через замкнутую поверхность  $\sigma$ , ограничивающую трехмерную поверхность  $dV_\partial$ , определяется по формуле Остроградского

$$\oiint_{\sigma} \vec{B}\{t, \gamma\} \cdot \vec{n} \cdot d\sigma = \iiint_V \text{Div} \vec{B}\{t, \gamma\} dV, \quad (7)$$

где  $\vec{n}_k$  – орт нормали к поверхности выделенного элементарного объема заготовки в рабочей зоне.

Вне рабочей зоны, где отсутствует взаимодействие заготовки со шлифовальным кругом,  $\text{Div} \vec{B}\{t, \gamma\} = 0$ . Под воздействием поля инструмента происходят изменения в поле обрабатываемого материала заготовки. Рассмотрим изменения, происходящие в малом объеме материала

$dV_{\partial} = dt \cdot d\gamma(r-t) \cdot 1 = (r-t_j) \cdot \omega_{\partial} \cdot dt \cdot d\tau$  под воздействием поля зерен шлифовального круга. Расход поля материала в области  $dV_{\partial}$ , равный разнице между входящим и выходящим потоками, определяет объем удаляемого припуска или производительность обработки на данном участке рабочей зоны. Объем удаленного материала из элемента  $dV_{\partial}$

может быть определен по следующей зависимости

$$dM = dV_{\partial} \cdot (P_{i-1,i} - P_{i,i+1}) = dV_{\partial} \cdot B_i(t_j, \gamma_i) (1 - \exp(-b_{i,i+1})). \quad (8)$$

Через боковую поверхность трехмерной поверхности  $dV_{\partial}$  проходят входящие и выходящие потоки материала  $dQ_k$ . Разность между входными и выходными потоками в единицу времени определяет производительность удаления материала в элементарном объеме зоны

резания  $dQ = \sum_{k=1}^n dQ_k$ , где  $n=6$  – число площадок, ограничивающих

выделенный объем  $dV_{\partial}$ . Если высоту исследуемого элементарного объема взять равной величине максимального заглабления зерна  $u_{max}(\varphi)$ , то  $n=5$ , так как в этом случае со стороны связки ШК входной и выходной потоки не возможны.

Каждой точке поля соответствует определенное значение направления перемещения элементарных объемов заготовки в пространстве, которым, в свою очередь, соответствует направление вектора скорости. Для анализа условий работы круга наиболее часто используют поток материала по нормали к поверхности контакта круга и заготовки [1]. Через каждый элементарный участок контакта рабочей поверхности круга с заготовкой  $dF$  проходит поток  $dQ_n$ , равный элементарному потоку поля скоростей материала заготовки через этот участок

$$d\Theta_n = \vec{B}\{t_j, \gamma_i\} \cdot \vec{n} \cdot dF = \vec{V}_{\partial} \cdot \vec{n} \cdot [\exp(-\sum b(t_j, \gamma_i))] \cdot dF, \quad (9)$$

где  $\vec{n}\{-\cos \varphi_k, -\sin \varphi_k, 0\}$  – орт нормали к цилиндрической рабочей поверхности круга, который направлен к оси шлифовального круга;

$\vec{V}_{\partial} \cdot \vec{n} = \vec{W}$  – векторное произведение, которое определяет нормальную



составляющую скорости относительного движения заготовки и инструмента в каждой точке зоны контакта.

Нормальная составляющая скорости относительного движения инструмента и заготовки для схемы со скрещивающимися осями при обработке конической поверхности имеет вид

$$W(\varphi) = \omega_{\partial} \cdot [(z \cdot \sin \nu \cdot \cos \varepsilon + \sin(\beta + \varepsilon) \cdot S / 2\pi)] \cos \varphi + \\ (a_1 \cdot \cos \nu - z \cdot \sin \varepsilon + \sin \nu \cdot \cos(\varepsilon + \beta) \cdot S / 2\pi) \sin \varphi$$

где  $\nu, \varepsilon$  – углы разворота шлифовального круга в соответствии с рис 1;  $\beta$  – угол, определяющий направление вектора подачи ШК;

$a_1 = r + R \cdot \cos \varepsilon - t$  – межцентровое расстояние заготовки и круга.

Общий объем материала, подаваемого на круг в единицу времени, определяется потоком поля скоростей заготовки через площадь контакта  $F$

$$\Theta = \iint_F W \cdot \exp(-\sum b\{t, \gamma\}) \cdot dF = \int_{-h}^0 \int_{\varphi_n}^{\varphi_0} W \cdot R \cdot \exp(-\sum b\{t, \gamma\}) d\varphi dz. \quad (11)$$

### **Выводы**

С помощью положений теории поля и теории вероятности получены зависимости, которые позволяют оценить распределение удаляемых объемов материала припуска и вероятность удаления материала для любой точки зоны контакта круга с заготовкой. Полученные зависимости позволяют определить число зерен, участвующих в удалении припуска. Это дает возможность использовать полученные зависимости для анализа условий работы инструмента, определения сил резания, выбора схемы и режимов шлифования. Полученные зависимости и результаты могут быть распространены на все схемы шлифования.

### **Литература**

- 1 Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391с.
- 2 Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Саратов: Издательство Саратовского университета, 1979. – 232с.
- 3 Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320с.
- 4 Гусев В.В. Векторная характеристика рабочей поверхности алмазного шлифовального круга при обработке // Прогресивні технології і системи машинобудування: – Донецьк: ДонНТУ, 2007.– Вип. 34. – С.78-83.

УДК 621.9

**Ковалев В.Д. Васильченко Я.В., Фишман А.А.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ФОРМЫ СТРУЖКИ  
ПРИ ГЛУБОКОМ СВЕРЛЕНИИ СТАЛИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ  
РАЦИОНАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ  
СТРУЖКОЗАВИВАТЕЛЬНЫХ КАНАВОК**

*Forms of a formed shaving are investigated at deep drilling and rational geometrical parameters of chip breaking grooves are established. The analysis of the received data shows that the groove performed on a back surface though is the concentrator of pressure, but it is much less, than pressure on top of a cutter-insert and the insert maintains the pressure enclosed by it.*

Производство тяжелого металлургического, энергетического, транспортного оборудования является основой машиностроения Украины и важной составляющей частью ее экспорта.

Возможность изготовления тяжелых машин, конкурентоспособных на мировом рынке, обеспечивается оснащением машиностроительных предприятий современным станочным оборудованием и режущим инструментом.

Одним из важнейших видов металлорежущего оборудования предприятий тяжелого машиностроения являются глубокорасточные станки, так как большая часть деталей, входящих в состав современных машин имеют глубокие отверстия.

При этом процесс глубокой расточки сопряжен с большими трудностями, обусловленными сложностью отвода стружки и тепла, сложностью диагностики состояния и поломки режущего инструмента, трудностью обеспечения соосности отверстия оси детали, вследствие увода стебля инструмента.

Форма образующейся при глубоком сверлении стружки определяет возможность осуществления высокой производительности. Наиболее благоприятной формой стружки являются небольшие завитые "гильзы" или отдельные кусочки небольшой величины, которые сравнительно легко удаляются из зоны резания и не забивают стружкоотводящего канала [1].

У сверл работающих по принципу деления ширины среза, такая форма стружки обеспечивается заточкой стружкозавивательных канавок на передней грани. Размер и геометрические параметры канавки имеют существенное значение, как для формообразования, так и для самого процесса резания, определяя в значительной мере работоспособность инструмента.

В связи с этим изучено влияние ширины " $\alpha$ ", глубины " $h$ " и переднего угла " $\gamma$ " канавки на формообразование стружки при различных скоростях

резания и толщинах среза. Также исследованы зависимости величины осевой силы, крутящего момента и коэффициента усадки стружки от ширины канавки и величины подачи.

В таблице 1 приведены зависимости влияния различных геометрических параметров на форму образующейся стружки.

Таблица 1 – Зависимость формы и размера стружки от геометрических параметров режущего клина и режимов резания при обработке материалов Сталь 9Х и Сталь 40

$\alpha$ $V, \text{ м/мин}$	Форма образующейся стружки при $h=0,7 - 0,8 \text{ мм.}$													$S,$ $\text{мм/об}$
	1,2-1,3			1,5-1,6			2		2,2-2,5					
47	4	1	1	1	1	1	6	2	2	2	-	-	3	0,06
80	4	5	5	2	6	3	6	2	3	3	4	3	3	
135	-	2	1	2	6	4	3	6	3	3	-	-	4	
47	5	1	1	1	1	1	2	2	2	2	-	-	2	0,08
80	4	5	5	1	2	2	2	2	6	2	3	3	3	
135	-	2	2	2	2	4	3	4	6	6	-	-	3	
47	5	5	5	1	1	1	1	1	1	1	-	-	2	0,12
80	5	1	5	1	2	1	1	2	1	1	2	3	3	
135	-	2	5	2	6	1	2	2	2	2	-	-	4	
47	5	5	5	1	1	1	1	2	2	2	-	-	1	0,16
80	5	2	5	1	1	1	1	2	2	2	1	2	2	
135	-	5	5	2	5	1	2	2	2	2	-	-	6	
$\gamma^\circ$	0	+2	+5	0	-2	-5	+5	0	-2	-5	+5	0	-2	

Условные обозначения: 1 – мелкие кусочки; 2 – крупные кусочки; 3 – длинная спираль; 3 – ленточная стружка; 4 – гофрированная; 5 – короткая спираль.

На работу стружкообразования и процесс завивания стружки в известной мере оказывает влияние сопротивление пластическому сдвигу. При обработке стали 9Х и стали 40 при ширине порошка 1,5 – 2 мм и различных передних углах в большинстве случаев происходит образование стружки в виде отдельных небольших кусочков.

Только при скорости резания 135 м/мин и подаче меньше 0,1 мм/об. в ряде случаев при ширине канавки 2мм. стружка образуется в виде длинных спиралей или лент.

При ширине канавки более 2,2 мм и меньше 1,4 мм в большинстве случаев образуется неблагоприятная стружка. При большей ширине канавки происходит образование спиралей и лент, а при малой ширине - гофрирование стружки, возникновения вибраций и скалывание режущей кромки.

Установленное влияние глубины канавки на форму стружки, показывает, что при глубине канавки от 0,5 до 1 мм, постоянной ширине канавки 1,5 и 2 мм и переднем угле  $0^\circ$ , стружка образуется в виде мелких кусочков. При глубине канавки 0,2 – 0,4 часто наблюдается формирование стружки в виде длинных спиралей или лент. Следует отметить влияние на

формообразование стружки оформления уступа канавки. Плавный переход уступа по радиусу легче осуществить при глубине канавки не выше 0,6-0,8 мм, тогда как при глубине его более 1 мм из-за возможного осыпания круга образуется крутой уступ с малым радиусом у основания. При такой форме канавки возможно гофрирование стружки и возникновение вибраций. При глубоком сверлении с указанными выше параметрами усадка стружки имеет высокое значение для всего диапазона изменений геометрических параметров канавки. Некоторое снижение усадки стружки возникает при уменьшении ширины канавки, и более заметное - с увеличением толщины среза. Усадка стружки падает при уменьшении расстояния от стружкозавивателя до режущей кромки.

На рис. 1 приведена диаграмма изменения усадки стружки от величины подачи при 2-х значениях ширины канавки.

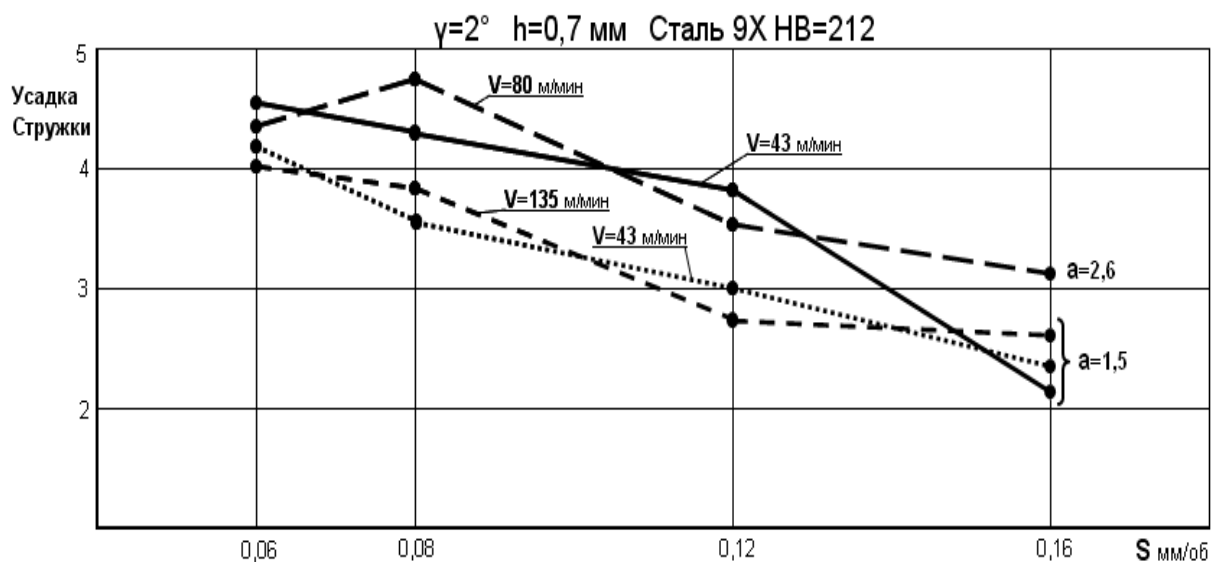


Рисунок 1 – Диаграмма зависимости усадки стружки от величины подачи и толщины канавки

Влияние размера ширины канавки на осевое усилие и крутящий момент изображены на рис. 2 и 3. Из диаграмм следует, что осевое усилие резко возрастает (до 60 – 70%) при уменьшении порошка с 1,8 до 1,25 мм при всём диапазоне применяемых подач, в тоже время величина крутящего момента возрастает незначительно.

Эти данные с одной стороны подтверждают выдвинутое выше положение о явлении отрыва стружки от передней грани, с другой стороны согласуются с опытом при точении резцами со стружкозавивательными канавками, при которых отмечаются рост осевого усилия “ $P_x$ ” при уменьшении величины канавки способствующей возникновению вибраций.

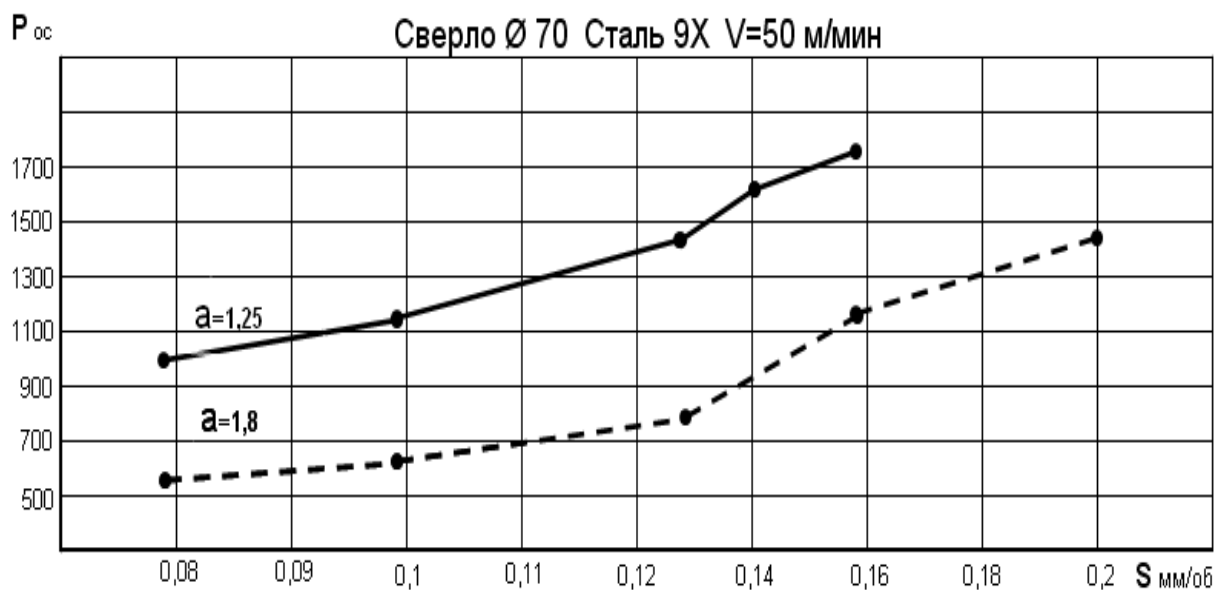


Рисунок 2 – Диаграмма зависимости влияния размера канавки и величины подачи на осевую силу резания

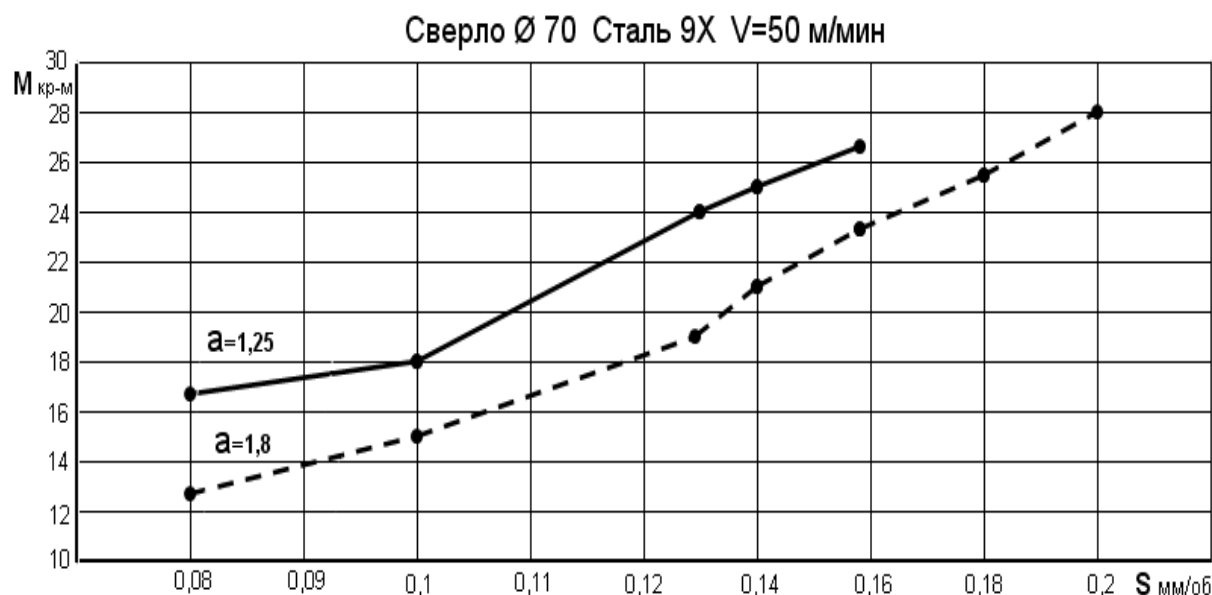


Рисунок 3 – Диаграмма зависимости влияния размера канавки и величины подачи на крутящий момент

Отсюда следует, что целесообразно применить такие размеры стружколомательной канавки, которые наряду с благоприятным образованием стружки, обеспечивают снижение работы резания. Эти размеры следующие: ширина канавки "a" – 1,5-2 мм.; глубина канавки "h" – 0,6-0,8 мм.; радиус уступа "R" – 0,7-0,8 мм.; передний угол "γ" – 0±2°.

Также следует отметить, что при обработке материалов, склонных к плохому стружкообразованию, стружка сходит с центрального резца в форме толстых спиралей и завитков, что приводит к закупориванию борштанги. Повышение подачи способствует лучшему дроблению стружки как это видно на рис 4. Однако физические свойства

легированных сталей часто не позволяют избежать недостатка закупоривания борштанги путем повышения подачи или подбора необходимой геометрии режущей кромки.

<i>Эжекторное сверло</i>					
<i>Вращение шпинделя об/мин</i>	<i>Скорость резания об/мин</i>	<i>Подача мм/об</i>	<i>Крайняя пластина</i>	<i>Центральная пластина</i>	<i>Средняя пластина</i>
394	50	0,18			
394	50	0,22			

Рисунок 4 – Форма образующейся стружки

Так как стружка самых больших габаритов сходит с части режущей кромки среднего резца, то на ее задней поверхности целесообразно выполнить канавку (рис. 5), которая будет делить снимаемую стружку надвое. Эта мера позволит измельчить стружку до размеров, благоприятных для удаления из зоны резания.

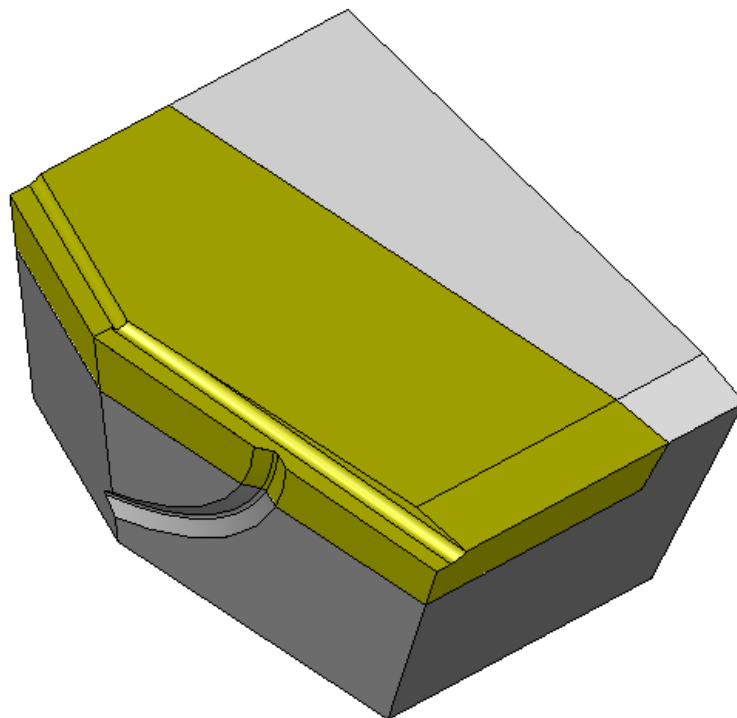


Рисунок 5 – Канавка на задней поверхности среднего резца для деления стружки

Для расчета на прочность создана трехмерная модель резца и смоделирован процесс резания.

Результаты представлены ниже в виде рисунков и графиков.

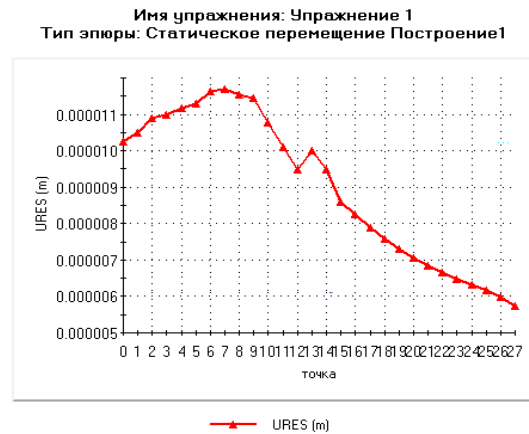
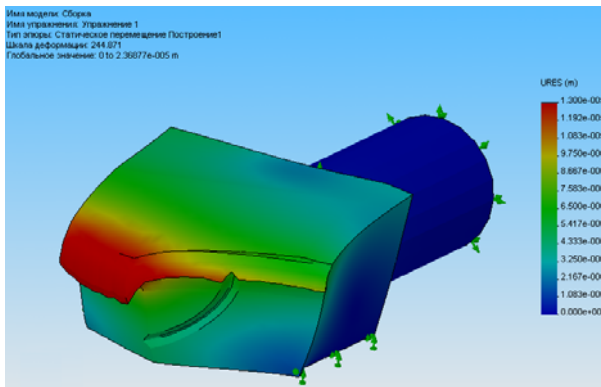


Рисунок 7 – Статическое перемещение, возникающее при работе резца-вставки

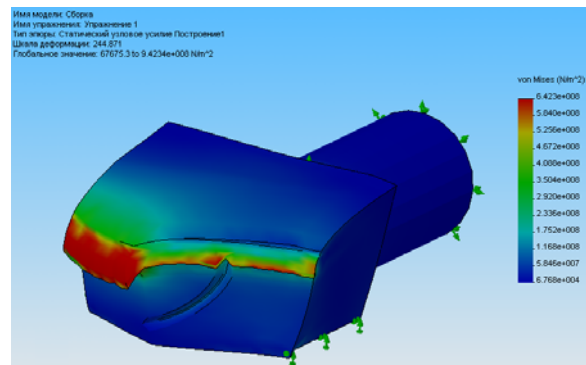
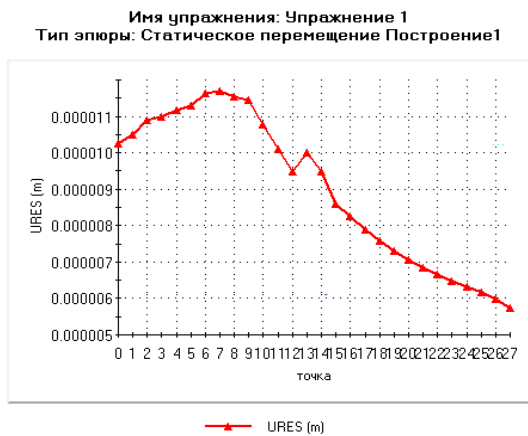


Рисунок 7 – Статическое перемещение вдоль режущей кромки

Рисунок 8 – Статическое точечное усилие

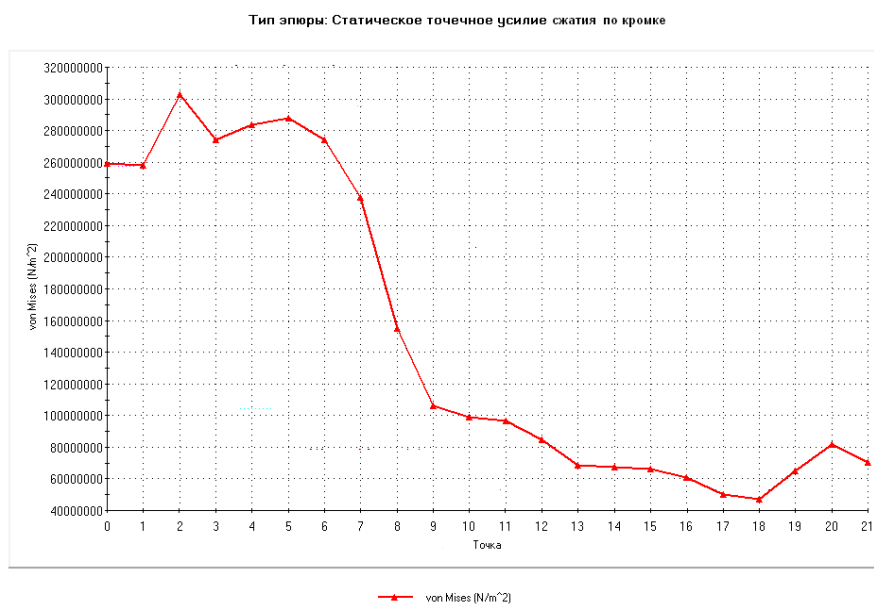


Рисунок 9 – Точечное усилие сжатия вдоль режущей кромки

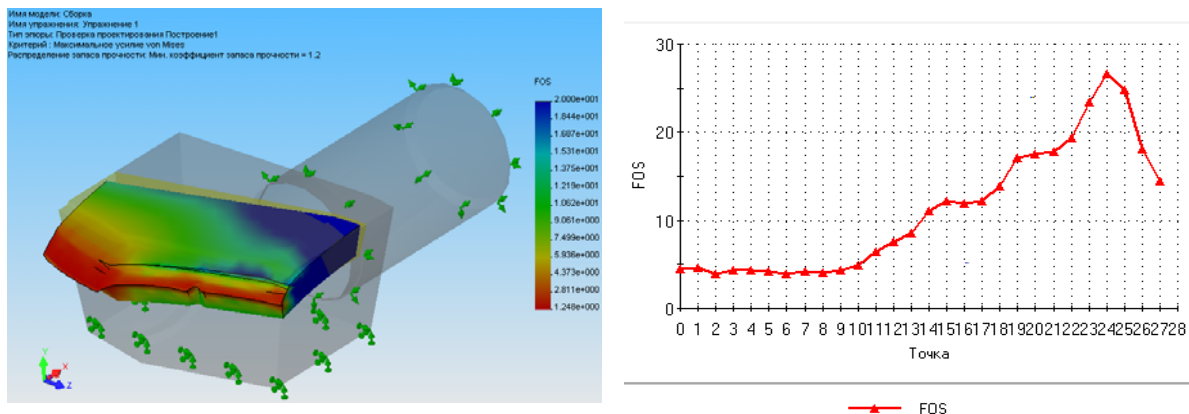


Рисунок 10 – Распределение запаса прочности по режущей кромке

### **Выводы**

1 Разработана конструкция инструмента для глубокого сверления, обеспечивающая режим благоприятного стружкодробления.

2 Доказано, что канавка, выполненная на задней поверхности пластины, вызывает концентрацию напряжений, намного меньшую, чем напряжения на вершине резца-вставки и пластина выдерживает приложенные к ней нагрузки.

### **Литература**

- 1 Trends of adaptive control of accuracy of the technological systems on the basis of heavy machine-tools / Kovalev V., Vasilchenko Y, Melnik M. etc. // 2 International conference ICQME 2007 – Budva Montenegro – 2007. - С.263-275.



УДК 621.9

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

## **ТОПОГРАФИЯ ИЗНОСА ЗУБОНАРЕЗНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ ЗУБЧАТЫХ РЕЕК**

*Geometry of zuboreznogo instrument has a form which settles accounts only depending on the chart of zubonarezanyya without taking into account wear of instrument during exploitation. Therefore technological preparation of instrument at providing of stabilizing of process of formoobrazovanyya plays substantial for achievement of parameters of zubonarezanyya of laths.*

### ***Введение***

Геометрия зуборезного инструмента имеет форму, которая рассчитывается только в зависимости от схемы зубонарезания без учета износа инструмента при эксплуатации. Поэтому технологическая подготовка инструмента при обеспечении стабилизации процесса формообразования играет существенную для достижения параметров зубонарезания реек.

Наличие износа режущего инструмента приводит к снижению точности обработки зубчатых реек, увеличению динамических нагрузок технологической системы и росту сил резания, что ведет к снижению стойкости зубообрабатывающего инструмента, появлению преждевременных отказов. В условиях современного уровня технологии машиностроения необходимо управлять с большой вероятностью процессами формообразования, а значит, и обеспечить заданный износ инструмента, исходя из условий точности обработки реек.

### ***Основная часть***

Физическая картина износа зубообрабатывающего инструмента. Износ зубообрабатывающего инструмента описывают зависимостью величины износа от машинного времени (кривая А на рис 1), которая получается при постоянных, не изменяющихся условиях резания. Первоначальный интенсивный износ, соответствующий периоду приработки, объясняется формированием оптимальной геометрии, и состояния поверхностного слоя режущей части зубообрабатывающего инструмента (радиус округления режущей кромки и вершин зубообрабатывающего инструмента, шероховатости, микротвердости и остаточных напряжений режущей части зубообрабатывающего инструмента), характерных для данных условий обработки (обрабатываемый материал, материал режущей части инструмента, режимы резания, стабилизация сил резания, СОЖ, жесткость

технологической системы). В этот период происходит интенсивный молекулярный износ, и разрушение выступов шероховатости рабочей части зубообрабатывающего инструмента на участках наибольших давлений. Это приводит к изменению геометрии и микрогеометрии режущего участка зубообрабатывающего инструмента, что способствует постепенному выравниванию рабочих давлений в зоне резания и равномерности износа различных участков режущего клина (рис. 2).

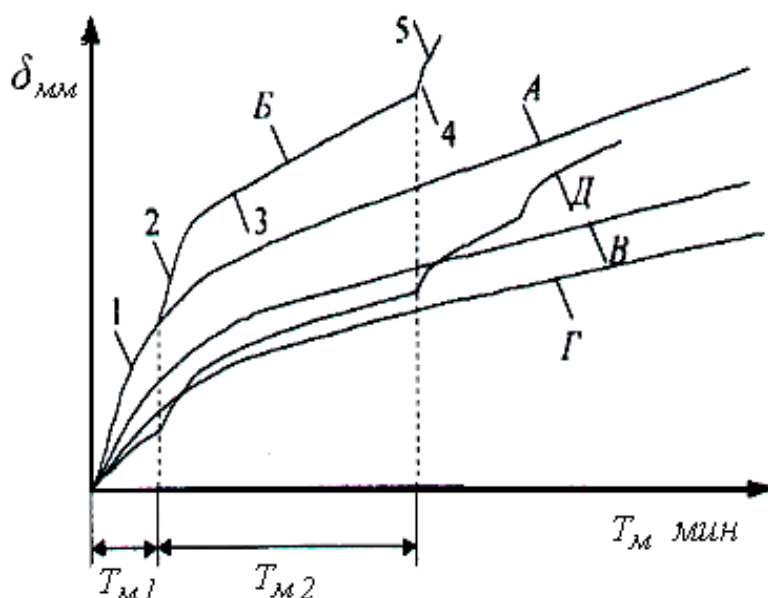


Рисунок 1 – Кривые износа режущей части зуборезных дисковых фрез по задней поверхности при встречном фрезеровании:

- A* – для не изменяющихся условий резания;
- B* – для обычных фрез при изменяющихся условиях резания;
- B* – для не изменяющихся условий резания при оптимальной геометрии фрез;
- Г* – для постоянных условий работы фрез при оптимальной геометрии с нанесенным износостойким покрытием;
- Д* – для быстро прирабатывающихся фрез при изменяющихся условиях резания;
- $T_{M1}$  – период приработки;
- $T_{M2}$  – период нормального износа

Рассмотрим технологические способы подготовки зубообрабатывающего. Состояние поверхностного слоя рабочих участков вершин, режущих кромок, задних и передней поверхности зубообрабатывающего инструмента также претерпевают изменение, приобретая постепенно так называемое «равновесное состояние» [1, 2, 3]. Все это приводит к постепенному переходу к нормальному износу зубообрабатывающего инструмента, которому соответствует сформировавшаяся оптимальная геометрия и состояние поверхностного слоя режущей части инструмента для данных условий обработки. Причем этот переход бывает плавным и зачастую трудно строго разграничить участок приработки и нормального износа. Постепенное накопление

усталости в поверхностном слое материала режущей части зубообрабатывающего инструмента приводит к его разрушению, т.е. к началу катастрофического износа.

Однако, эта физическая картина периодичности износа свойственна для зубообрабатывающего инструмента, работающего при постоянных не изменяющихся условиях обработки (серийное, крупносерийное производство зубчатых реечных передач).

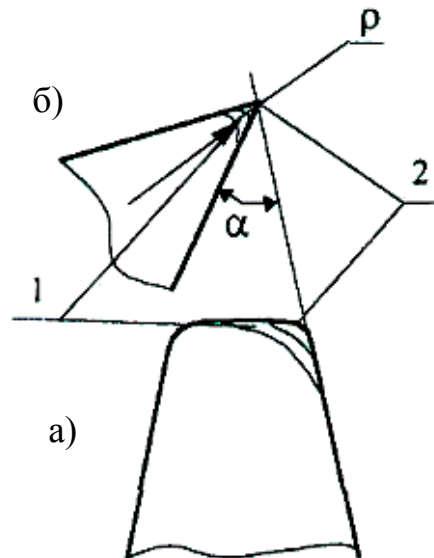


Рисунок 2. Износ вершин профильной части дисковых зуборезных фрез;

- а) формирование радиуса при вершине;  
 б) формирование радиуса округления режущей кромки

1 – период приработки; 2 – период нормального износа;  
 $\rho$  – радиус округления режущего лезвия инструмента;  $\alpha$  – задний угол фрезы

При мелкосерийном и индивидуальном производстве инструмент, как правило, работает при изменяющихся условиях обработки (обрабатываемый материал, режимы резания). Это приводит к тому, что их рабочая часть должна постоянно приспосабливаться к новым условиям обработки. Размерный износ зубообрабатывающего инструмента для данного случая можно описать кривой - Б (рис. 1). Причем в зависимости от количества деталей в партии износ зубообрабатывающего инструмента может и не выйти из периода приработки (рис. 1, участок 1, кривой Б), так как изменившиеся условия обработки приведут к новому периоду приработки (рис. 1, участок 2, кривой Б).

Математическое описание интенсивности износа зубообрабатывающего инструмента рассчитывается по формуле [29, 30]

$$I_h = \frac{\chi}{n \cdot \lambda} \cdot \sqrt{\frac{h}{\rho}} \cdot \frac{A_r}{A}, \quad (1)$$

где  $n$  – число циклов воздействия, которое приводит к разрушению материала. Поверхностные остаточные напряжения приводят к

соответствующему изменению данного числа циклов. Это изменение учитывается с помощью коэффициента, определяемого из равенства [1].

$$\lambda = \left( \frac{\sigma_b - \sigma_\tau}{\sigma_a} \right)^{t_y}, \quad (2)$$

где  $\sigma_b$  – временное сопротивление разрыву;  $\sigma_\tau$  – предел текучести;  $\sigma_a$  – действующая величина амплитудного напряжения в рабочем слое;  $t_y$  – параметр фрикционной усталости материала режущей части зубообрабатывающего инструмента при упругом контакте;  $\chi$  – параметр, рассчитываемый по формуле:

$$\chi = \frac{1}{2 \cdot (\nu + 1)} \cdot \sqrt{\frac{\nu}{2 \cdot \alpha_k}}, \quad (3)$$

где  $\alpha_k$  – коэффициент, учитывающий отличие площади сечения выступов на уровне  $r$  от величины фактической площади контакта на том же уровне. В соответствии с разработанной теорией контактного взаимодействия деталей машин  $\alpha_k = 1$ ;  $\nu$  – параметр опорной кривой профиля шероховатости вершин зубообрабатывающего инструмента ( $\nu = 2$  [1]).

Учитывая значительные контактные давления при фрезеровании, можно принимать, что фактическая площадь контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой равна номинальной площади, т.е.  $A_r = A$ , и следовательно  $A_r/A = 1$ . Из этих же соображений  $h = R_z$  [22]. При фрезеровании, для расчета интенсивности износа, в качестве локального выступа шероховатости  $r$  можно принимать радиус округления режущей кромки зубообрабатывающего инструмента [2].

При достаточно большом машинном времени обработки новой партии деталей ( $T_{M2}$ ), износ зубообрабатывающего инструмента перейдет к нормальному (рис. 1, участок 3, кривой Б) Однако изменение условий обработки (изготовление новой партии деталей) приведет к новому периоду приработки (рис. 1, участок 4, кривой Б) и т.д. Естественно, что изменяющиеся условия работы зубообрабатывающего инструмента приводят к ускорению катастрофического износа (рис. 1, участок 5, кривой Б) и к снижению качества обрабатываемой поверхности.

Описанная физическая картина периодичности износа зубообрабатывающего инструмента и установленные причины, определяющие их износостойкость, позволяют наметить общие возможности повышения износостойкости зубообрабатывающего инструмента [4].

Для зубообрабатывающих инструментов, работающих при определенных, неизменных условиях, на стадии их изготовления, необходимо обеспечить оптимальную геометрию и состояние поверхностного слоя его рабочей части. Так, оптимальные значения радиуса округления режущей кромки зубообрабатывающего инструмента из различных материалов в зависимости от обрабатываемого материала зубчатых изделий приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Оптимальный радиус округления режущей кромки РИ  $\rho$  при обработке различных материалов зубчатых реек и колес

Обрабатываемый материал	Материал режущего лезвия зубообрабатывающего инструмента	Оптимальный радиус округления, $\rho$ , мкм
Сталь 45	P6M5	10
Сталь 40X	P6M5	8
Сталь АЦ40X	P6M5	10
Счаль 4 5	BK8	55
Сталь 40X	BK8M	50
Сталь АЦ40X	BK8	55
Чугун СЧ18	BK8	60

Обеспечение оптимального значения этого радиуса осуществляется технологией заточки зубообрабатывающего инструмента и доводки режущей кромки. Оптимальное состояние поверхностного слоя рабочих участков зубообрабатывающего инструмента определяется их материалом и достигается технологией заточки и термообработки.

### **Выводы**

Комплексно обеспечить оптимальную геометрию и состояние поверхностного слоя режущей части зубообрабатывающего инструмента, как показала практика, наиболее эффективно обеспечивается при использовании сборных дисковых фрез, оснащенных неперетачиваемыми твердосплавными пластинками, виброабразивная обработка, для фрез быстрорежущих - доводка алмазными кругами. Если все эти мероприятия не дают должного эффекта, то прибегают к нанесению различных износостойких покрытий для твердосплавных пластинок и для инструментов, изготовленных из быстрорежущих сталей, путем насыщения дисульфидом молибдена термодиффузионным способом с последующей обработкой в жидком азоте.

### **Литература**

- 1 Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей.-М.: Машиностроение, 1987.-208 с.
- 2 Ящерицын П. И., Рыжов Э. В., Аверченков В. И. Технологическая наследственность в машиностроении.- Минск, 1977.- 254 с.
- 3 Ключко А.А., Лобунец Ю.П., Печеный В.И., Мороз О.А., Завгородний В.И. Станки и инструмент для обработки зубьев реек // Технология, оборудование и экономика машиностроительного производства. Сер. Технология и оборудование обработки металлов резанием. Отечественный опыт: Экспресс-информация.- М.:ВНИИТЭМР. 1989. - Вып.7.- С.5-12.
- 4 Зиновьев Н.И., Ключко А.А., Белых В.Г., Суслов А.Г. Пути повышения износостойкости зубообрабатывающего инструмента // Резание и инструмент в технологических системах. Междунар. научно-технич. сборник. Вып.54,-Харьков, - 1999.-С 105-110.
- 5 Сакович И.Т., Ключко А.А., Лобунец Ю.П., Печеный В.И. Повышение стойкости инструмента из быстрорежущей стали путем насыщения его дисульфидом молибдена термодиффузионным способом с последующей обработкой в жидком азоте // Пути повышения эффективности использования режущего инструмента. - М: ГСПКТБ "ОРГПРИМ-ИНСТРУМЕНТ". -1987. - С.82-85.

УДК 621.941.01

**Мальшко И.А., Киселева И.В.**

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ГПС**

*In the work questions of increase of productivity of technological system due to increase in speed of movement of chip on flutes of the axial combined tools are considered. It is established that increase in speed of movement of chip is possible due to increase in cutting speed and due to improvement of design parameters of tools.*

Основным фактором, определяющим эффективность технологической системы, является ее производительность. Наиболее надежным и удобным количественным критерием производительности являлась количество изделий, произведенных в единицу времени или ее обратная величина – трудоемкость изготовления конкретного изделия. Однако в условиях современного многономенклатерного быстросменяющегося производства привязка этих показателей к конкретному изделию делает их малоэффективными для оценки производительности процесса, с выхода которого снимаются разные изделия. ГПС производит не только разные детали, но и разное их число в единицу времени.

Повысить эффективность автоматизированного производства можно за счет концентрации операций или переходов, например, путем применения комбинированного инструмента. В настоящее время существуют различные точки зрения на целесообразность применения комбинированных инструментов для обработки отверстий в условиях ГПС. Одни фирмы по впуску инструментального обеспечения ГПС до 80% осевых инструментов выпускают комбинированными. На других предприятиях его доля не превышает 20%.

Такая неоднозначность в оценке целесообразности применения комбинированных инструментов связана, прежде всего, с высокой степенью концентрации режущих кромок на одном корпусе инструмента, что ведет к увеличению объема срезаемого материала, затрудняет его размещение и транспортировку по стружечным канавкам, приводит к пакетированию стружки. Пакетирование стружки ведет к увеличению сил трения, к росту температуры, разбиванию отверстий, увеличению шероховатости поверхности, износа инструмента, а иногда и к его поломке.

Для того, чтобы указанные недостатки не снижали эффективность ТС, при проектировании комбинированных инструментов необходимо учитывать функциональную связь между его конструктивными параметрами и рабочими процессами, протекающими в технологической системе.

Поэтому целью данной работы является функциональных зависимостей между производительностью технологической системы, ее

технологическими параметрами и конструктивными параметрами комбинированного осевого инструмента.

Учитывая множественный характер конструкции комбинированных инструментов и многопараметрический характер их взаимодействия с рабочими процессами, получение оптимальных значений их конструктивных параметров на эмпирико-статистических моделях является практически невозможным. Это может быть достигнуто на аналитических моделях, учитывающих многопараметрические функциональные связи между конструктивными параметрами и рабочими процессами. Причем методология исследований должна быть направлена на достижение конечного результата - повышения производительности системы.

Основным исходным положением теории проектирования является то, что комбинированный инструмент рассматривается как составная часть ТС, а его конструктивные параметры определяются рабочими процессами, протекающими в системе. Причем взаимодействие конструктивных параметров с рабочими процессами носит многопараметрический характер.

Вопросы технологической производительности рассматривались многими авторами [1], однако в качестве исходных данных ими использовались режимы резания и период стойкости инструмента.

Анализ работы комбинированных инструментов показал, что основной величиной, лимитирующей производительность, является пропускная способность стружечных канавок последней ступени [2]. Для того, чтобы избежать пакетирования стружки, инструмент приходится многократно выводить из отверстия.

Для обеспечения стабильного отвода стружки из зоны обработки необходимо, чтобы пропускная способность стружечных канавок была больше объема стружки, снимаемой в единицу времени, то есть должно выполняться условие

$$Q_k \geq Q_c$$

где  $Q_k$  – пропускная способность стружечной канавки;  $Q_c$  – объем металла, снимаемый в единицу времени.

При параллельной работе всех ступеней пропускная способность стружечных канавок последней ступени должна обеспечить транспортировку стружки, снимаемой всеми предыдущими ступенями. Пропускная способность стружечной канавки  $i$ -ой ступени равна

$$Q_k = V_z k \sum_{i=1}^z F_i, \quad (1)$$

где  $V_z$  – скорость движения стружки вдоль оси инструмента;  $k$  – коэффициент заполнения стружечной канавки;  $F_i$  – площадь поперечного сечения стружечной канавки  $i$ -ой ступени;  $z$  – число зубьев на  $i$ -ой ступени инструмента.

Объем металла, снимаемый в единицу времени, зависит от режимов

резания и геометрических параметров инструмента. При параллельной работе всех ступеней инструмента величина минутной подачи является для них одинаковой, тогда производительность обработки, определяемая объемом металла, снимаемого в единицу времени определится

$$Q_c = \frac{S_m \pi \sum_{i=1}^u (d_i^2 - d_{oi}^2)}{4}, \quad (2)$$

где  $S_m$  – минутная подача;  $d_{oi}$  и  $d_i$  – диаметр отверстия до и после обработки  $i$ -ой ступенью инструмента соответственно;  $u$  – количество ступеней инструмента.

Приравняв формулы (1) и (2), можно определить зависимость между режимами резания и конструктивными параметрами инструмента, обеспечивающими достаточную пропускную способность стружечных канавок. С учетом зависимости между минутной подачей и числом зубьев инструмента, получим

$$z = \frac{\pi S_n \sum_{i=1}^u (d_i^2 - d_{oi}^2)}{4V_z k \sum_{i=1}^z F_i}. \quad (3)$$

Из уравнения видно, что для повышения производительности системы необходимо увеличивать площадь стружечных канавок, следовательно, снижать количество зубьев инструмента. Этот факт необходимо учитывать при обработке высокоточных отверстий, где число зубьев инструмента должно быть большим.

Технологическую производительность системы можно представить в виде

$$Q_m = \frac{S_m}{l},$$

где  $l$  – длина обрабатываемого отверстия.

С учетом выражения (3), получим

$$Q_m = \frac{4kzV_z \sum_{i=1}^z F_i}{\pi l \sum_{i=1}^u (d_i^2 - d_{oi}^2)}. \quad (4)$$

Из формулы (4) видно, что технологическая производительность системы зависит от конструктивных параметров инструмента и скорости движения стружки вдоль оси инструмента  $V_z$ . Минимально допустимая величина скорости движения стружки является граничным условием, определяющим область устойчивого функционирования технологической системы. Так как эта скорость зависит от конструктивных параметров инструмента и технологических параметров процесса, то она является



связующим параметром между производительностью системы и ее элементами.

При скорости  $V_z \leq 0$  стружка останавливается и происходит ее пакетирование. При  $V_z > 0$  стружка свободно движется по канавкам инструмента, и чем больше скорость, тем больше производительность системы. В реальных условиях скорость движения стружки определяется также скоростью резания, которая ограничена стойкостью инструмента. Проведенные исследования показали [3], что на скорость движения стружки по канавкам инструмента значительное влияние оказывают геометрические параметры инструмента и значения углов трения между стружечными канавками и стружкой.

Наиболее реальными параметрами, позволяющими управлять производительностью технологического оборудования, являются угол наклона стружечной канавки  $\omega$  и угол трения между стружкой и стружечной канавкой инструмента.

Экспериментальные исследования, выполненные при сверлении отверстий диаметром 10 мм в заготовках из стали 45, показали, что сверла с полированными стружечными канавками и углом  $\omega = 50^\circ$  позволяют сверлить отверстия на глубину более  $20D$ , без вывода инструмента для удаления стружки. При этом пакетирование стружки отсутствует.

Таким образом, на основании проведенных исследований установлено, что работе комбинированных осевых инструментов производительность технологической системы определяется скоростью движения стружки в направлении оси инструмента, которая в свою очередь определяется конструктивными параметрами инструмента и режимами резания. Для заданных режимов резания и конструктивных параметров инструмента можно определить ожидаемую производительность технологической системы, ограниченную пропускной способностью стружечных канавок инструмента.

С увеличением частоты вращения инструмента скорость движения стружки увеличивается, однако при этом уменьшается стойкость инструмента. Поэтому более надежным способом повышения производительности является совершенствование конструкции инструмента.

Увеличение угла наклона стружечных канавок инструмента способствует увеличению скорости движения стружки в направлении оси инструмента, следовательно, приводит к повышению производительности технологической системы.

### Литература

- 1 Иванов А.А. Гибкие производственные системы в приборостроении. – М.: Машиностроение, 1988. – 304 с.
- 2 Балков В.П. Ступенчатые сверла и особенности их применения в станках с ЧПУ// Станки и инструмент, -1980, №3, С.15-16.
- 3 Малышко И.А. Основы теории проектирование осевых комбинированных инструментов. Автореф. докт. дис. – Киев. 1996. – 33с.

УДК 621.9.23

**Миранцов С.Л., Гузенко В.С., Музыкант Я.А.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина, ВНИИ «Инструмент», г. Москва

## **АНАЛИТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЖЕСТКОСТНЫХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕЗЦОВ МТО**

*In given clause are executed the static and dynamic analysis of a design of a cutter for the multidirected turning processing. Elastic movings top of a cutter are certain at cutting and resonant frequencies.*

### ***Введение***

Одним из путей повышения производительности механической обработки является использование станков с ЧПУ, применение прогрессивного сборного инструмента, обладающего высокой прочностью и жесткостью конструкции, а также использование концентрации операций в пределах технологического перехода. Примером подобного инструмента, в том числе позволяющего концентрировать операции, являются резцы для многонаправленной токарной обработки (МТО) (рисунок 1), которые применяются как для наружного продольного точения, растачивания, так и для операций отрезания или прорезки канавок [1].

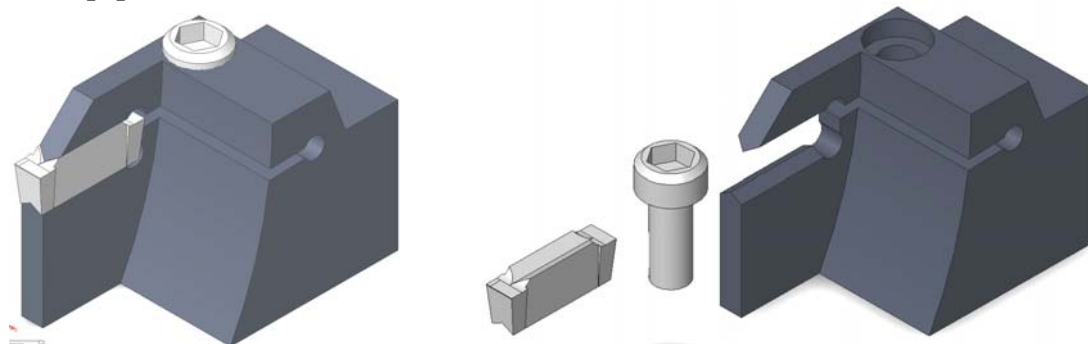


Рисунок 1 – Внешний вид сборного резца МТО

Таким образом, представляет практический интерес исследование жесткостных и динамических характеристик данной конструкции инструмента.

### ***Основная часть***

Исследование конструкции сборного резца МТО проводилось по двум направлениям:

- статический анализ конструкции (определение упругих перемещений);
- динамический (гармонический) анализ конструкции;

Для проведения исследований была подготовлена модель сборного резца МТО при помощи пакета SolidWorks. В качестве геометрических и конструктивных использовались параметры оригинального инструмента: размеры корпуса инструмента 25×25 мм, ширина режущей кромки режущей пластины 5 мм.

Для выполнения анализа использовалась модель, полученная на основе исходной (рисунок 1), при помощи пакета Ansys. Модель представляет собой трехмерную конструкцию резца МТО, нагруженную силами резания и закрепления. В качестве граничных условий при моделировании, было принято:

- корпус инструмента зафиксирован без перемещений;
- между соприкасающимися гранями и поверхностями элементов сборной конструкции имеет место контакт с трением, то есть соприкасающиеся поверхности могут перемещаться друг относительно друга и между ними может возникать зазор.

**Статический анализ.** При выборе режимов обработки, при которых проводился анализ, были использованы следующие рекомендации [2].

Исходные данные и результаты расчетов приведены в таблице 1. Абсолютные значения перемещений определялись на вершине режущей пластины (точка 1, рисунок 2) и корпусе инструмента (точка 2, рисунок 2).

Таблица 1 – Исходные данные и результаты статических исследований сборной конструкции резца МТО

№	Значения элементов режима резания		Составляющие силы резания, Н			Максимальная направленная деформация, мм		
	t, мм	s, мм/об	P <sub>x</sub>	P <sub>y</sub>	P <sub>z</sub>	X	Y	Z
режущая пластина инструмента								
1	0,50	0,80	169	195	661	0,023	-0,0053	0,0077
2	1,50	0,80	574	396	1822	0,116	-0,0103	0,0401
3	2,50	0,80	1014	551	2919	0,225	-0,0148	0,0758
корпус инструмента								
1	0,50	0,80	169	195	661	0,023	-0,0031	0,0017
2	1,50	0,80	574	396	1822	0,095	-0,0071	0,0251
3	2,50	0,80	1014	551	2919	0,177	-0,0111	0,0439

Анализ полученных результатов показал, что максимальные значения перемещений и режущей кромки резца наблюдается в направлении оси X и составляет 0,23 мм. В качестве примера на рисунке 2 представлено распределение перемещений элементов конструкции резца в направлении оси X.

Как видно из распределения перемещений элементов инструмента, представленного на рисунке 2б (вид сверху), при нагружении режущей пластины силами резания, характерными при продольном точении, помимо линейных перемещений в направлении оси X наблюдается поворот режущей пластины.

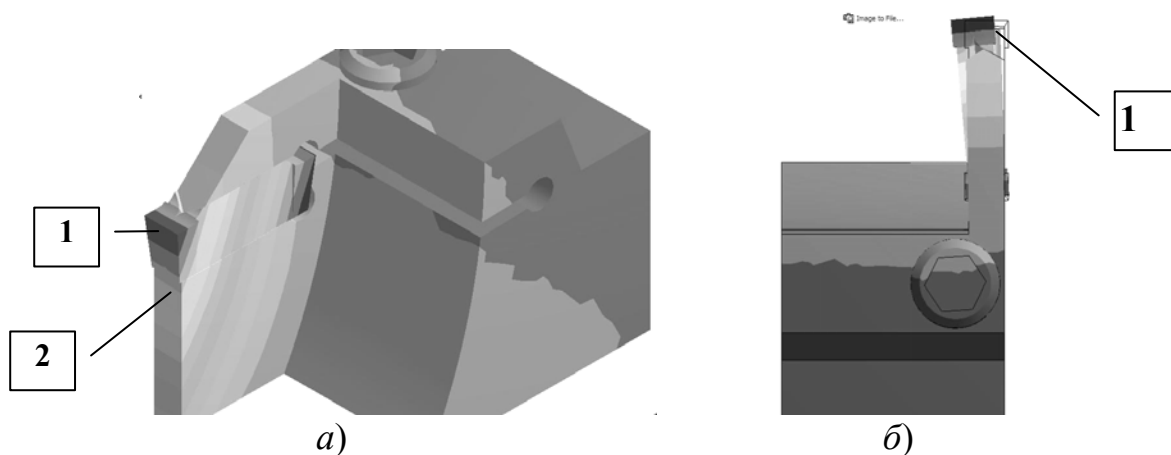
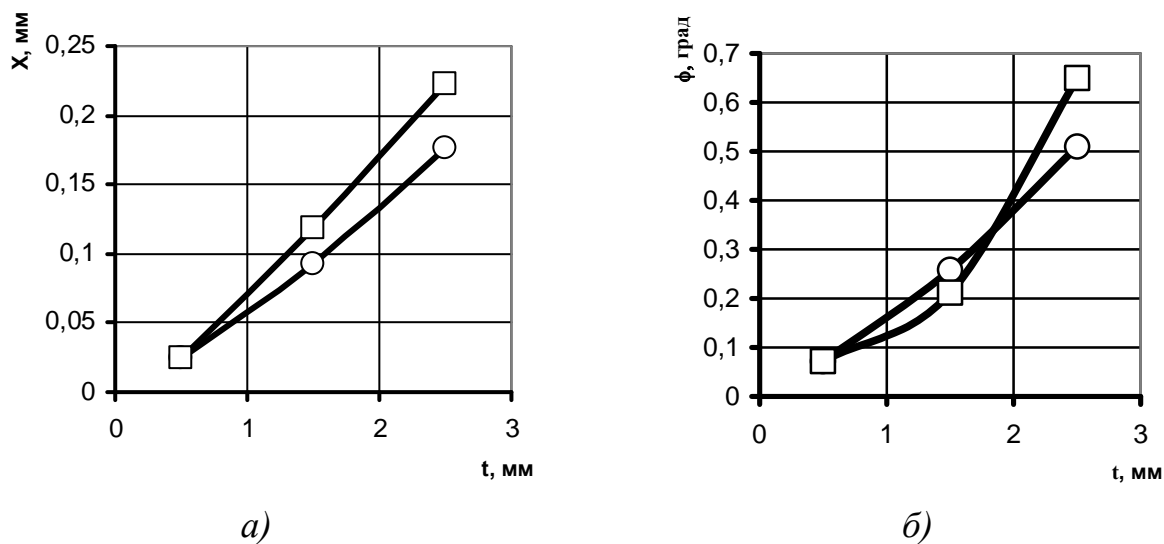


Рисунок 2 – Распределение перемещений элементов конструкции резца в направлении оси X  
 а) изометрия; б) вид сверху (деформация увеличена)

Зависимость перемещений и углов поворота режущей кромки в направлении оси X от глубины резания представлена на рисунке 3.



○ – державка резца; □ – режущая кромка пластины

Рисунок 3 – Зависимость упругих перемещений элементов инструмента в направлении оси X (а) и углов поворотов (б) от глубины резания при продольном точении ( $s = 0,80$  мм/об)

Анализ значений углов поворотов режущей пластины показал, что максимальные значения углов наблюдается при повороте вокруг оси Z и составляет  $0,65^\circ$  при максимальном значении силы резания с режимом резания  $t = 2,5$  мм,  $s = 0,80$  мм/об (см. таблицу 1).

Наличие упругих смещений вершины режущей пластины и ее поворота требует при обработке определенной корректировки положения инструмента. Это особенно важно при обработке на станках с ЧПУ по программе.

**Динамический (гармонический) анализ.** В любой сборной конструкции длительная циклическая нагрузка вызывает соответствующий отклик. Результаты гармонического анализа могут использоваться для определения установившегося отклика конструкции на возбуждение при действии гармонических нагрузок и тем самым выявить: преодолет ли объект резонансные частоты, усталость и другие негативные последствия вынужденных колебаний.

В качестве модели и расчетной схемы при выполнении гармонического анализа инструмента использовалась та же модель, что и при статическом анализе (рисунок 2), а на элементы конструкции накладывались граничные условия, описанные выше.

Гармонический анализ выполнялся при помощи пакета Ansys Workbench. На рисунках 3 и 4 представлены амплитудно-частотные характеристики колебаний сборного резца МТО в направлении оси X и оси Z соответственно.

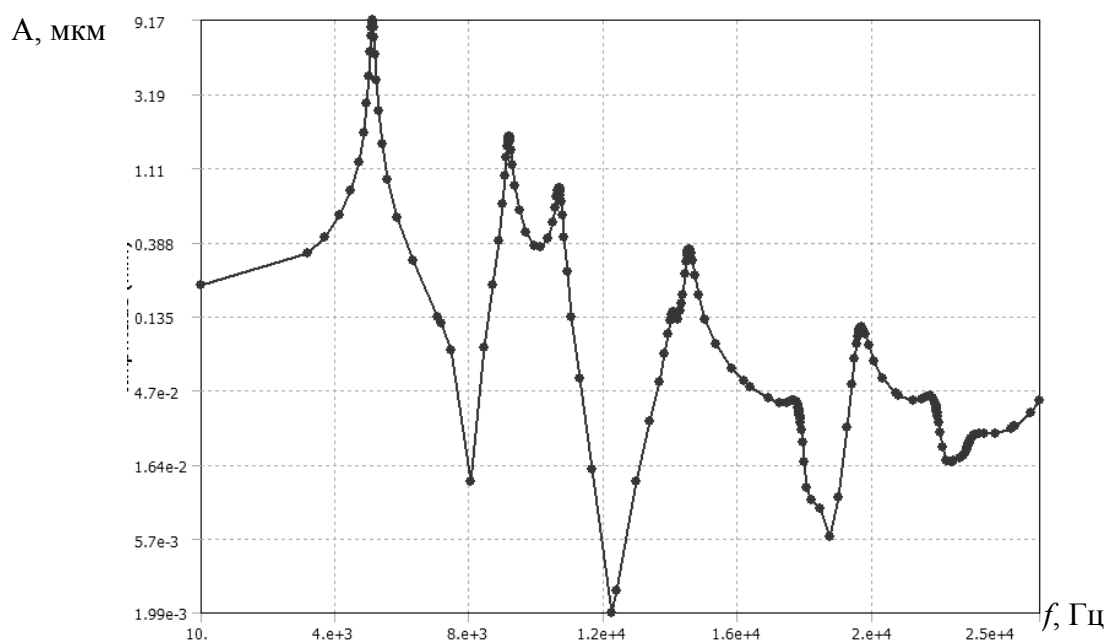


Рисунок 14 – Амплитудно – частотная характеристика перемещений передней поверхности режущей пластины в направлении оси X при продольном резании резцом при  $t = 2,5$  мм,  $s = 0,80$  мм/об

Анализ представленных зависимостей показывает, что в направлении оси X явление резонанса в режиме вынужденных колебаний резца может наступить на частотах около 5 кГц и 10 кГц, при этом максимальная амплитуда колебаний режущей пластины, согласно результатам исследований, достигает 9 мкм и 2 мкм соответственно.

Это свидетельствует о потере работоспособности инструмента в случае наступления резонанса. В направлении оси Z резонанс может

наступить при действии циклической нагрузки на частотах около 9 кГц и 11 кГц, при этом максимальная амплитуда колебаний может достигать 0,31 мм и 0,16 мм соответственно.

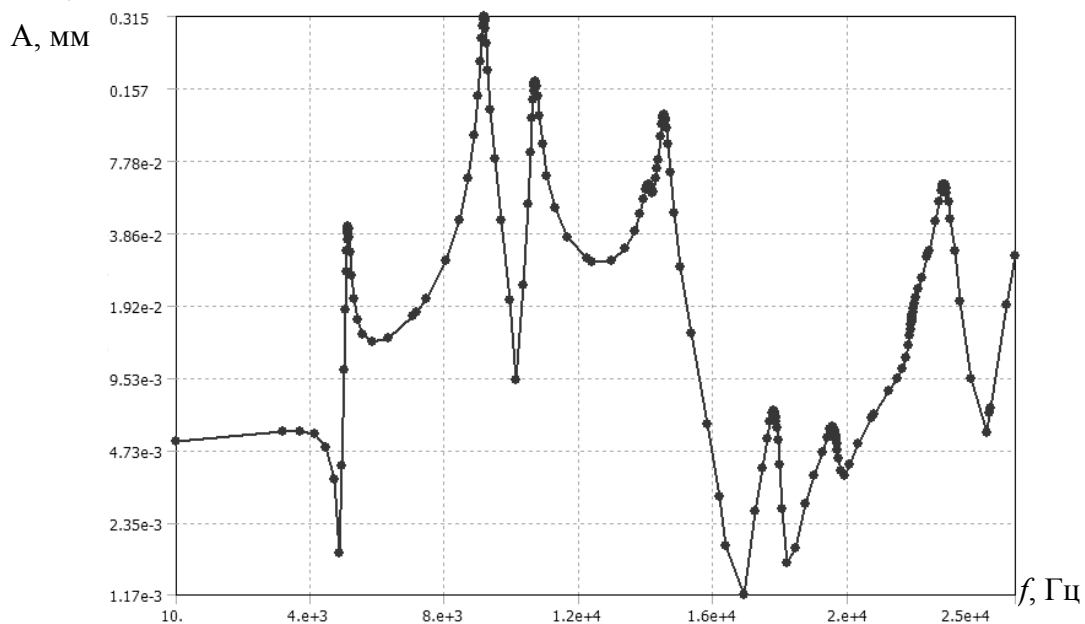


Рисунок 15 – Амплитудно – частотная характеристика перемещений передней поверхности режущей пластины в направлении оси Z при продольном резании резцом при  $t = 2,5$  мм,  $s = 0,80$  мм/об

### **Выводы**

1 При продольном точении резцом МТО наблюдаются упругие смещения вершин режущей пластины в направлении оси X и поворот пластины, максимальные значения которых наблюдаются при  $t = 2,5$  мм,  $s = 0,80$  мм/об и составляют 0,23мм и  $0,65^\circ$  соответственно.

2 В направлении оси X явление резонанса в режиме вынужденных колебаний резца может наступить на частотах около 5 кГц и 10 кГц. Для предотвращения этого явления геометрические и конструктивные параметры сборной конструкции необходимо проектировать таким образом, чтобы «увести» область наступления резонанса в диапазон частот выше 12 кГц.

### **Литература**

- 1 Музыкант Я.А. Конструкции инструмента и технология многонаправленной токарной обработки (МТО) на станках с ЧПУ и ОЦ // Технология металлов. – №5 – 2007 – С.31.
- 2 ISCAR. Общий каталог. © ISCAR LTD.

УДК 621.914

**Виговський Г.М., Білявський М.Л.**

ЖДТУ, м. Житомир, Україна

## **ВДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДУ ОБРОБКИ НЕЗАГАРТОВАНИХ СТАЛЕЙ КОМБІНОВАНИМИ ТОРЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ, ОСНАЩЕНИМИ ПНТМ**

*The means of treatment method's improvement of untempered steels by the combined end mills equipped with PSHM are considered. The per second modeling of normal tensions forming of flat surface after the passageway of diamond instrument on a circular and rectilinear surface is conducted.*

### ***Постановка проблеми***

Розробка рекомендацій, що спрямовані на вдосконалення та розвиток процесів обробки деталей машин та механізмів інструментами, оснащеними ПНТМ, є актуальною задачею.

Застосування високопродуктивних способів обробки незагартованих сталей інструментами, оснащеними ПНТМ, неможливе, що пояснюється високою інтенсивністю адгезійного зношування різальних елементів.

Збільшення твердості незагартованої сталі за матеріалами [1] призводить до зменшення довжини контактної площадки на передній поверхні, а від так, до збільшення стійкості різального інструмента.

При зміцненні поверхневого шару існує можливість суттєвого зменшення сили адгезійної взаємодії, довжини контакту на задній поверхні, питомої сили тертя, що дає можливість підвищити стійкість інструмента, оснащеного НТМ, при обробці незагартованої сталі.

Поверхнєве пластичне деформування (ППД) дозволяє отримати необхідний мікрорельєф поверхні, структуру поверхневого шару, зміцнити його і забезпечити необхідні експлуатаційні характеристики.

### ***Аналіз публікацій***

Раніше, в роботі [2], авторами був запропонований комбінований метод обробки незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами, оснащеними ПНТМ. Як показали експериментальні дослідження [3], для підвищення якості оброблених поверхонь, існуючий метод потребує вдосконалення.

Тому **метою роботи** є створення нової прогресивної конструкції комбінованої торцевої фрези, оснащеної ПНТМ, для реалізації процесу обробки незагартованих сталей.

### ***Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами***

Робота пов'язана з виконанням НДР Житомирського державного технологічного університету "Удосконалення процесів обробки плоских поверхонь деталей торцевим фрезеруванням" РК №01060013148 та "Прогресивні інструменти та технологічні процеси для виготовлення деталей верстатів" РК №01060013149.

### ***Виклад основної частини***

Запропонований раніше метод обробки незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами, оснащеними ПНТМ [2], реалізовувався шляхом початкового нагартування поверхневого шару незагартованої сталі деформівним елементом, що рухається по коловій траєкторії та подальшому зрізанні частини зміцненого шару різальними елементами, оснащеними ПНТМ, що рухались по коловій траєкторії, кінематична схема руху формоутворюючих рухів, представлена на рис. 1.

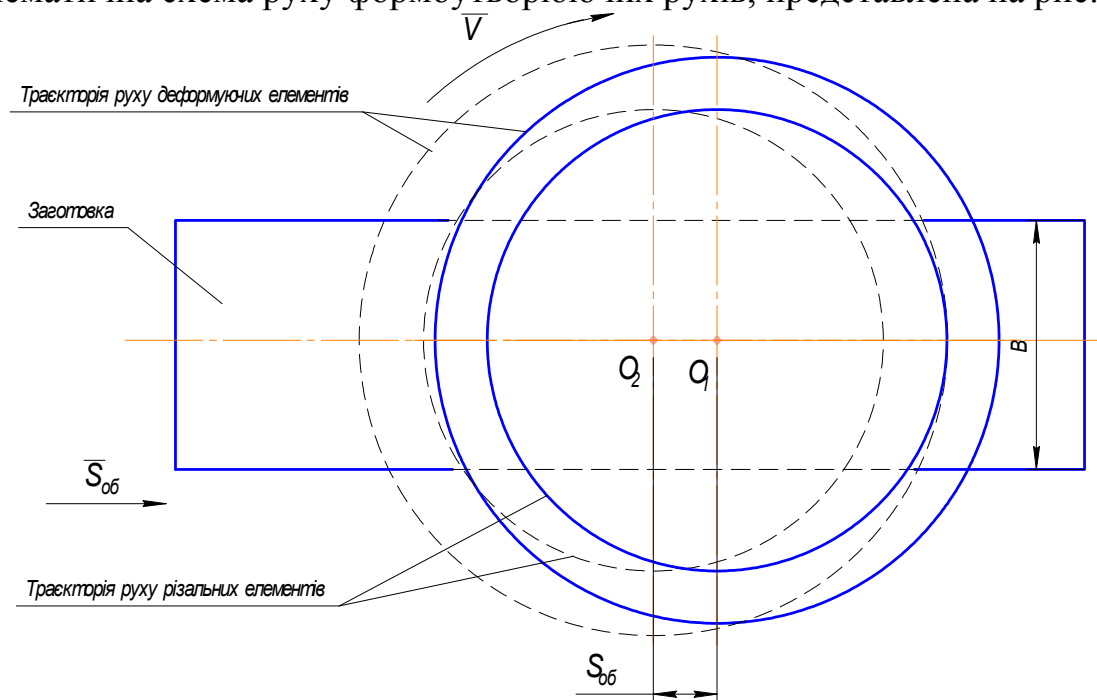


Рисунок – 1 Траєкторії руху формоутворюючих елементів [2]

З огляду на поставлену мету: вдосконалення існуючого комбінованого методу обробки незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами, оснащеними ПНТМ, за критерієм підвищення якості обробленої поверхні, можливо провести шляхом перетворення руху деформуючого елемента з колового руху на прямолінійний, перпендикулярний до руху подачі заготовки, з метою отримання рівномірного зміцнення поверхневого шару плоскої поверхні по ширині.



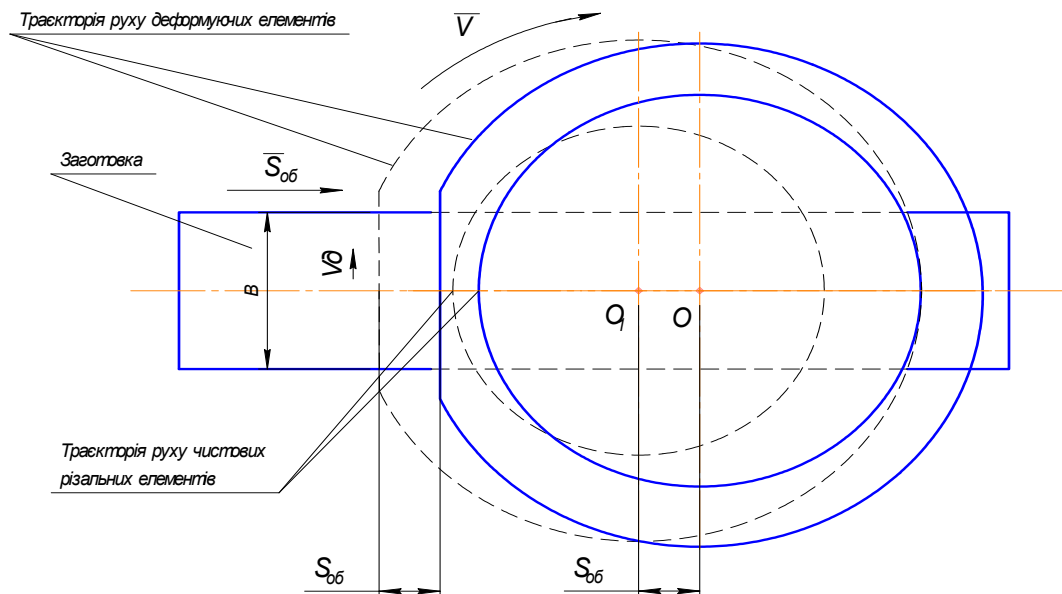


Рисунок – 2 Запропонована кінематична схема руху формуючих елементів

Таким чином, вдосконалений комбінований метод обробки реалізовується шляхом початкового формування нагартованого поверхневого шару оброблюваної поверхні поверхневим пластичним деформуванням, причому деформуючий елемент розташований в радіальному напрямку на більшій відстані від осі фрези відносно різальних елементів і рухається за прямолінійною траєкторією перпендикулярно до вектора повздовжньої подачі заготовки, а кінцеве зняття частини зміцненого шару здійснюють різальними елементами, які розташовані в радіальному напрямку на меншій відстані від осі фрези відносно деформуючих елементів (рис. 1).

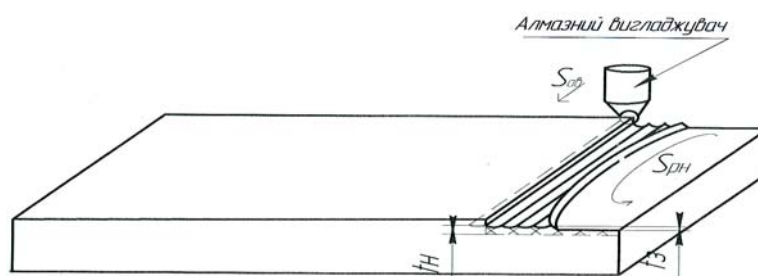


Рисунок – 3 Схема формуючих рухів, в ролі деформівного елемента – алмазний вигладжувач:

$S_{об}$  – подача алмазного вигладжувача,  $S_{рн}$  – колова траєкторія руху різальних ножів;  
 $t_н, t_з$  – глибина відповідно нагартованого шару та різання, мм

Для реалізації запропонованого вдосконаленого методу обробки незагартованих сталей, була розроблена конструкція комбінованої торцевої фрези, оснащеної ПНТМ, представлена на рис. 4

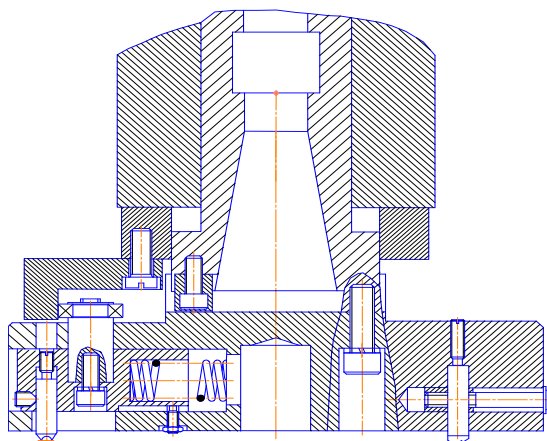


Рисунок – 4 Конструкція торцевої фрези для реалізації запропонованої схеми обробки

В пакеті MSC Nastran, з метою перевірки гіпотези про вплив зміни руху деформівного елемента на розподілення нормальних напружень та рівномірного формування глибини зміцнення, при поверхневому пластичному деформуванні плоскої поверхні з незагартованої сталі алмазним вигладжуванням, було проведене посекундне моделювання (рис.5, рис. 6).

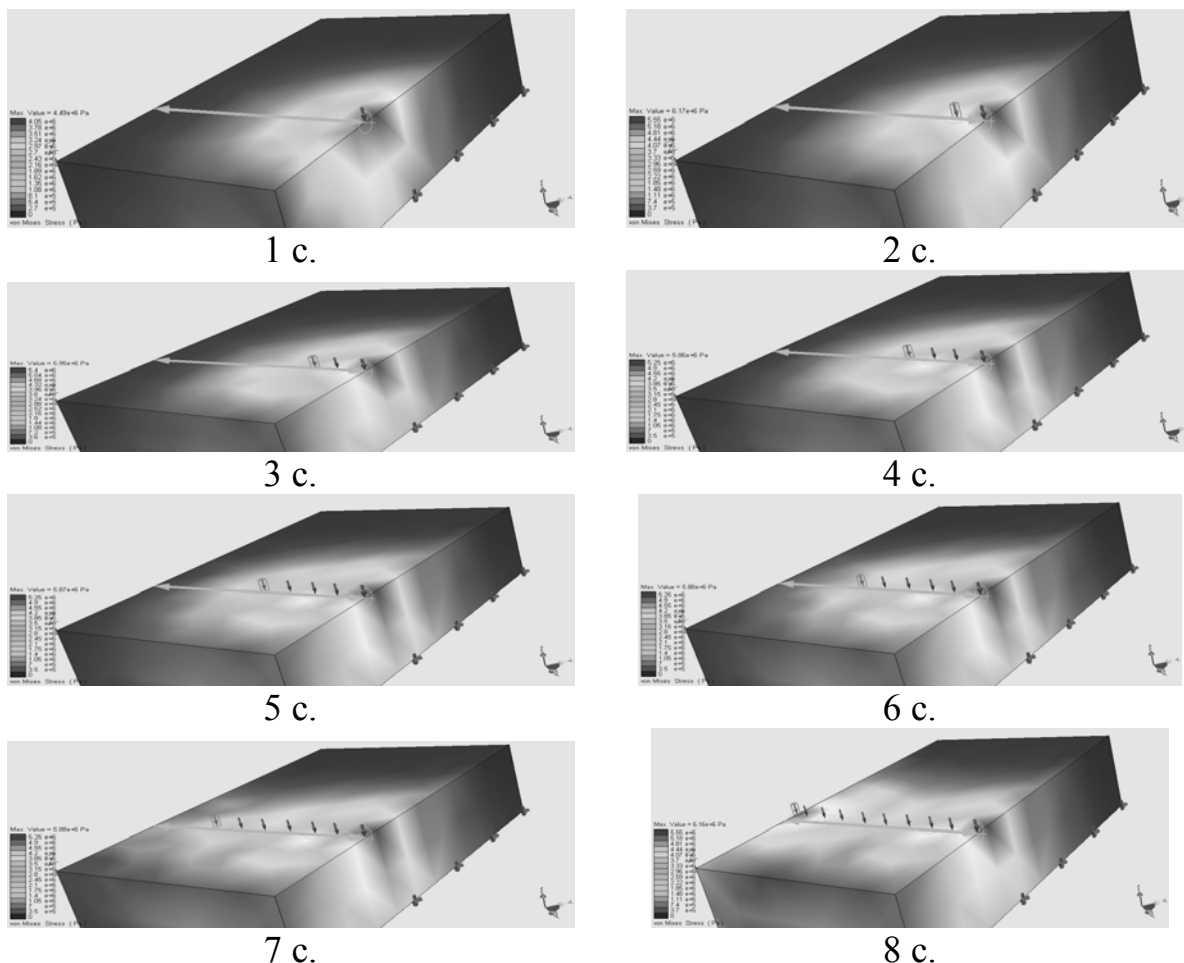


Рисунок – 5 Посекундне моделювання розподілення нормальних напружень плоскої поверхні з незагартованої сталі 40 (НВ 200), алмазним вигладжувачем (P=250 Н), що рухається по прямолінійній траєкторії

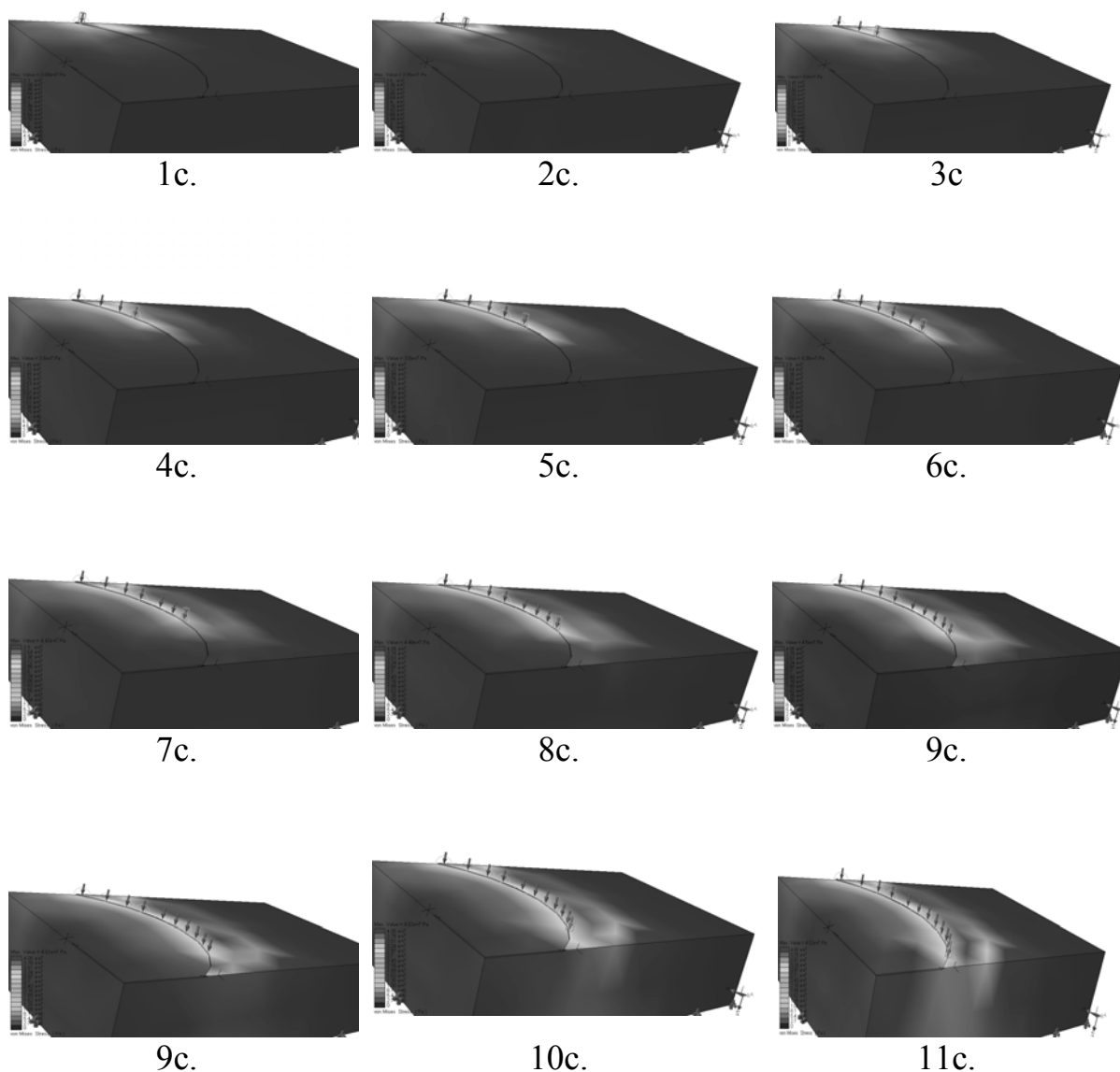


Рисунок – 6. Результати посекундного моделювання, в системі MSC Nastran, розподілення нормальних напружень в плоскій поверхні з незагартованої сталі 40 (HB 200), алмазним вигладжувачем ( $P=250$  Н), що рухається по коловій траєкторії

З аналізу результатів посекундного моделювання, в системі MSC Nastran, розподілення нормальних напружень плоскої поверхні, після алмазного вигладжування слідує, що рух деформівного елемента перпендикулярно до вектора повздовжньої подачі заготовки, в порівнянні з рухом по коловій траєкторії, дозволить провести рівномірне зміцнення плоскої поверхні по ширині заготовки, а це призведе до підвищення якості обробленої поверхні, оскільки стійкість різального ножа торцевої фрези, оснащеного ПНТМ, залежить від глибини зміцнення та мікротвердості поверхневого шару незагартованої сталі.

### **Висновки**

Створені кінематична схема, конструкція, що реалізовує процес обробки плоских поверхонь деталей із незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами, оснащеними ПНТМ.

Проведене посекундне моделювання формування нормальних напружень плоскої поверхні, після проходу алмазного вигладжувача по коловій та прямолінійній траєкторії.

Встановлено, що зміна траєкторії руху алмазного вигладжувача з колового на прямолінійний, дозволить отримати рівномірне зміцнення поверхневого шару незагартованої сталі, по ширині, це дає можливість процес зрізання частини зміцненого зробити менш напруженим.

Перевагами запропонованої конструкції торцевої фрези є собівартість, оскільки для отримання рівномірно нагартованого поверхневого шару незагартованої сталі, вистачить одного алмазного вигладжувача, в конструкції – прототипі, використовувалось, для досягнення поставленої мети, вісім алмазних вигладжувачів.

Запропонований спосіб дозволяє також суттєво збільшити продуктивність обробки сталевих деталей за рахунок усунення операції термообробки і можливості обробки незагартованих сталей інструментом, оснащеним ПНТМ.

В подальшому планується: виконання експериментальних досліджень обробки плоских поверхонь деталей із незагартованих сталей запропонованими торцевими фрезами, оснащеними надтвердими матеріалами, вибір раціональних режимів обробки, за критерієм мінімуму вібрацій

### **Література**

- 1 Карюк Г.Г. Технологические особенности механической обработки режущим инструментом из сверхтвёрдых материалов.: Наукова думка, 1991. – 283 с.
- 2 Виговський Г.М., Громовий О.А., Білявський М.Л. Розширення області використання торцевих фрез, оснащених НТМ. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. – Ж.: ЖДТУ., 2007. – Вип. 2
- 3 Виговський Г.М., Громовий О.А., Білявський М.Л. Підвищення ефективності обробки незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами з випереджаючим поверхневим деформуванням // Матеріали VII Всеукраїнської молодіжної науково – технічної конференції: «Машинобудування України: очима молодих», м. Одеса, – 2007.

УДК 621.9

**Нечепаев В. Г., Гнитько А. Н.**  
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УДАЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ  
СТРУЖКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПАЗОВ ТИПА  
«ЛАСТОЧКИН ХВОСТ»**

*The mathematical model of a shaving elements removal is developed at milling grooves such as «swallow tail». The analysis of modelling results is executed.*

Профильные пазы, являясь весьма нетехнологичными элементами конструкций, составляют существенную часть общего объема металлообработки. Согласно выполненной оценке, объем этой обработки составляет по Украине и России около 200 км в год.

Для достижения необходимой точности и производительности механической обработки профильных пазов в автоматизированном производстве обязательным требованием является своевременное удаление стружки из рабочей зоны.

Однако, эффективных технических решений, обеспечивающих ее своевременную эвакуацию при фрезеровании пазов типа «ласточкин хвост», а также методик определения оптимальных конструктивных и режимных параметров соответствующих устройств не установлено. Поэтому исследования, направленные на создание эффективных устройств принудительного удаления стружки, являются актуальными.

В [1] разработана математическая модель эвакуации стружки при фрезеровании Т-образных пазов. В настоящей работе рассматривается математическая модель, ориентированная на определение оптимальных значений режимных параметров устройств удаления элементов стружки из пазов типа «ласточкин хвост».

При моделировании принят ряд допущений, которые позволяют рассматривать элемент удаляемой стружки как однородное абсолютно жесткое материальное тело с постоянными параметрами состояния поверхностного слоя.

Перемещение элемента стружки по пазу типа «ласточкин хвост» с целью его удаления (рис. 1) рассматривается как результат воздействия на него напорной струи смазочно-охлаждающей технологической среды (СОТС).

В качестве базовой для создания математической модели принята зависимость, следующая из теоремы об изменении кинетической энергии в интегральной форме

$$\frac{1}{2}mv_2^2 - \frac{1}{2}mv_1^2 = \sum_{k=1}^n A(F_k), \quad (1)$$

где  $m$  – масса элемента стружки;  $v_1, v_2$  – скорости элемента стружки соответственно в начальный и конечный момент времени его перемещения по пазу;  $\sum_{k=1}^n A(F_k)$  – сумма работ сил, действующих на элемент стружки при его перемещении по пазу.

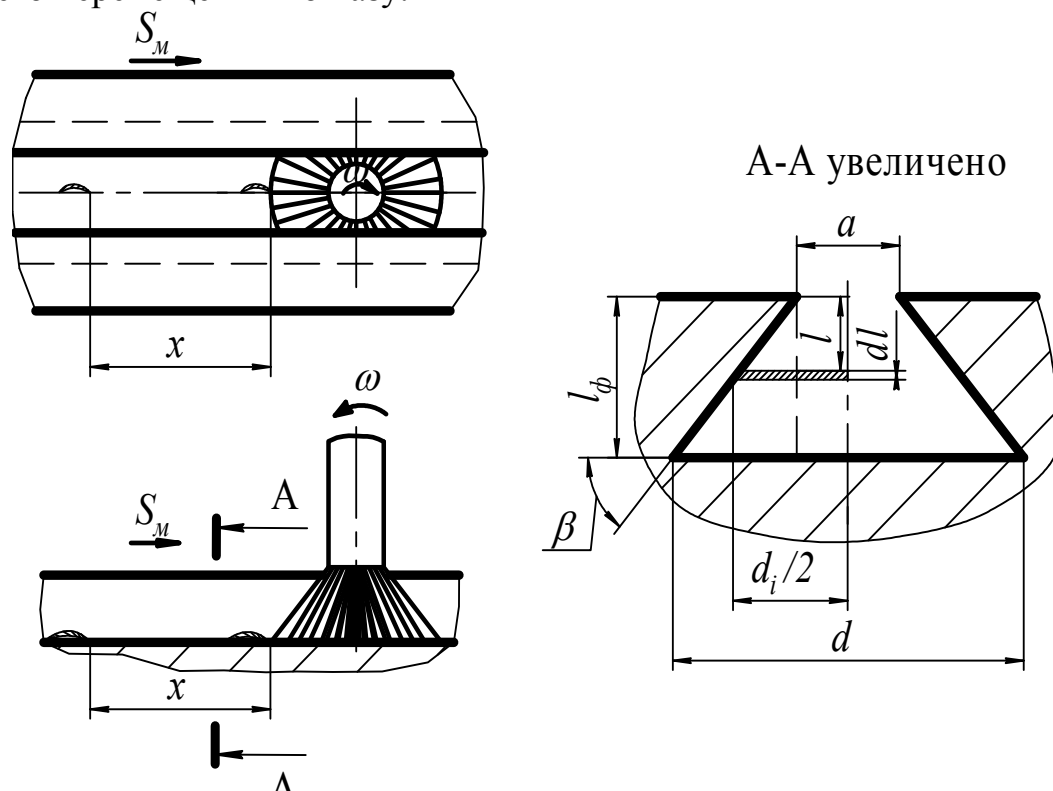


Рисунок 1 – Расчетная схема

На элемент стружки, движущийся по нижней поверхности паза, действует сила трения

$$F_{\text{трн}} = mgf,$$

где  $g$  – ускорение свободного падения;  $f$  – коэффициент трения элемента стружки по нижней поверхности паза.

Сила трения обуславливает остановку перемещающегося в результате принудительного воздействия элемента стружки на расстоянии  $x$  (рис. 1). В момент остановки  $v_2 = 0$ .

С учетом изложенного после некоторых преобразований выражение (1) принимает вид

$$x = \frac{v_1^2}{2g \cdot f}, \quad (2)$$

где  $x$  – расстояние, на которое перемещается элемент стружки по пазу в результате принудительного воздействия на него напорной струи СОТС.

Для определения начальной скорости элемента стружки  $v_1$  применим закон сохранения количества движения

$$Q_{0x} = Q_{1x}, \quad (3)$$

где  $Q_{0x}$  – количество движения системы «элемент стружки - струя» до момента принудительного воздействия на элемент стружки;  $Q_{1x}$  – количество движения этой системы после принудительного воздействия.

Рассмотрим совместное перемещение системы «элемент стружки-струя». До принудительного воздействия элемент стружки неподвижен, количество движения этой системы

$$Q_{0x} = m_{cmp} \cdot v_{cmp}, \quad (4)$$

где  $m_{cmp}$  – масса струи (жидкости в рассматриваемом участке струи);  $v_{cmp}$  – скорость струи.

После воздействия на элемент стружки рассматриваемая система приобретает скорость  $v_1$ , соответственно

$$Q_{1x} = (m_{cmp} + m)v_1. \quad (5)$$

После подстановки (4) и (5) в (3), получаем

$$m_{cmp} \cdot v_{cmp} = (m_{cmp} + m)v_1. \quad (6)$$

Из выражения (6)

$$v_1 = \frac{m_{cmp} \cdot v_{cmp}}{(m_{cmp} + m)}. \quad (7)$$

Здесь

$$m_{cmp} = \rho_0 \cdot V_{cmp}, \quad (8)$$

где  $\rho_0$  – плотность СОТС;  $V_{cmp}$  – объем струи (жидкости в рассматриваемом участке струи).

$$V_{cmp} = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \cdot h_1,$$

где  $d_0$  - диаметр отверстия насадка;

$h_1$  - длина рассматриваемого участка струи (равна длине передней поверхности зуба фрезы).

Тогда выражение (8) принимает вид

$$m_{cmp} = \rho_0 \cdot \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} \cdot h_1. \quad (9)$$

Скорость струи

$$v_{cmp} = \frac{4 \cdot Q_n}{\pi \cdot d_0^2}, \quad (10)$$

где  $Q_n$  – расход СОТС у насадка.

Масса элемента стружки (рис. 2)

$$m = \rho_c \cdot V_c, \quad (11)$$

где  $\rho_c$  – плотность элемента стружки (плотность обрабатываемого

матеріала);

$V_c$  – об'єм елемента стружки.

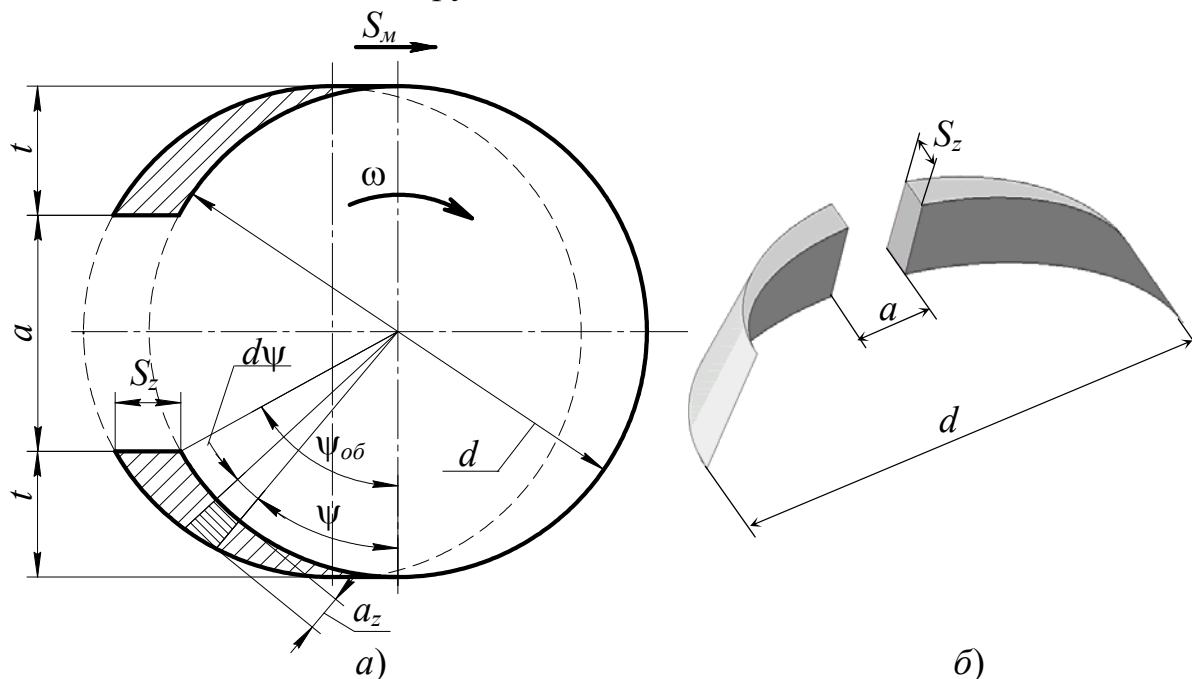


Рисунок 2 – Схема для определения массы отделяемой стружки:

а) площадь среза; б) объем снимаемого металла

$$V_c = \int_0^{l_\phi} \frac{1}{2} d_i \int_0^{\psi_{об}} a_z \cdot d\psi dl$$

где  $l_\phi$  – высота режущей части фрезы (рис. 1);  $d_i$  – диаметр фрезы в  $i$ -ом сечении (рис. 1);  $\psi_{об}$  – угол обхвата (определяется шириной предварительно обработанного паза  $a$ );  $a_z$  – мгновенное значение толщины среза [2];  $\psi$  – текущее значение угла поворота фрезы;  $l$  – расстояние до  $i$ -ого сечения (рис. 1).

$$d_i = 2(l \cot \beta + \frac{a}{2}),$$

где  $\beta$  – угол в плане ( $45^\circ$  или  $60^\circ$ ) [3].

$$a_z = S_z \cdot \sin \psi,$$

где  $S_z$  – подача на зуб.

$$\psi_{об} = \arccos(1 - 2 \cdot t / d),$$

где  $t$  – глубина фрезерования.

$$t = (d - a) / 2, \tag{12}$$

где  $d$  – диаметр фрезы;

С учетом (12)

$$\psi_{об} = \arccos \frac{a}{d}.$$

После преобразований, интегрирования и ряда подстановок (11) приобретает вид



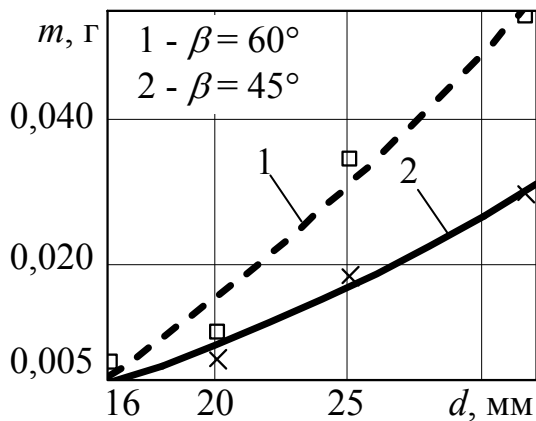


Рисунок 3 – Графіки залежності маси елемента стружки  $m$  як функція діаметра фрези  $d$

$$m = \rho_c \cdot \left(\frac{1}{2} l_\phi (l_\phi \cot \beta + a)\right) \cdot S_z \left(1 - \frac{a}{d}\right). \quad (13)$$

Графіческая інтерпретація залежності (13), представлена на рис. 3, виконана для рекомендованих стандартами [3, 4] режимних і конструктивних параметрів. Из рисунка следует, что зависимость массы элемента стружки от диаметра фрезы имеет близкий к линейному характер.

После подстановки (9, 10, 13) в (7) и некоторых преобразований

$$v_1 = \frac{\rho_o \cdot h_1 \cdot Q_n}{(0,25 \rho_o \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot h_1 + 0,5 \rho_c \cdot (0,5 l_\phi (l_\phi \cot \beta + a)) \cdot S_z (1 - a/d))}. \quad (14)$$

Значение расхода СОТС у насадка [5]

$$Q_n = \frac{\pi}{4} \mu d_o^2 \sqrt{\frac{2 p_o}{\rho_o}}, \quad (15)$$

где  $\mu$  – коэффициент расхода насадка;  $p_o$  – начальное значение давления (у насадка).

После подстановки (15) в (14), далее в (2) и некоторых преобразований

$$x = \frac{\rho_o \cdot h_1^2 \cdot \pi^2 \cdot \mu^2 \cdot d_o^4 \cdot p_o}{2 \cdot g \cdot f(\rho_o \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot h_1 + 2 \rho_c \cdot (0,5 l_\phi (l_\phi \cot \beta + a)) \cdot S_z (1 - a/d))^2}. \quad (16)$$

Таким образом, зависимость (16) позволяет определить расстояние, на которое перемещается элемент стружки в результате принудительного воздействия на него напорной струи как функцию параметров напорной установки, геометрических параметров режущего инструмента и параметров состояния поверхностного слоя обрабатываемого паза. Кроме того, зависимость позволяет решить обратную задачу – по заданным значениям  $x$  определить оптимальные значения указанных параметров.

Графіческая інтерпретація залежності (16), представлена на рис. 4, виконана для рекомендованих стандартами [3, 4] режимних і конструктивних параметрів. Из рисунка следует, что зависимость перемещения элемента стружки в результате принудительного воздействия струи СОТС, от давления, создаваемого напорной установкой, имеет близкий к линейному характер.

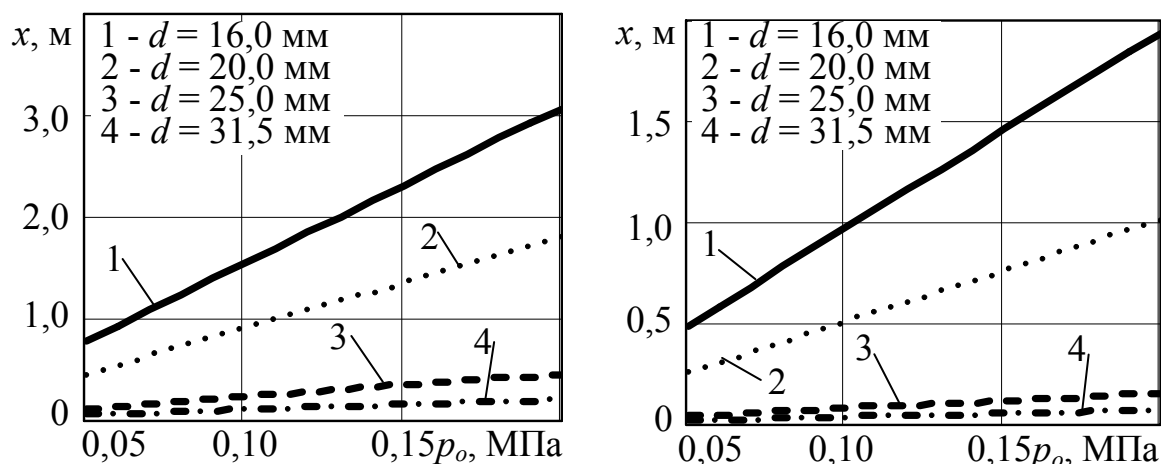


Рисунок 4 – Графики зависимости перемещения элемента стружки  $x$  как функция давления  $p_o$  при  $d_o = 0,5$  мм: а)  $\beta = 45^\circ$ ; б)  $\beta = 60^\circ$

### Выводы

1 Разработана математическая модель, позволяющая определять требуемые значения режимных параметров устройств удаления элементов стружки из пазов типа «ласточкин хвост».

2 Эффективное удаление стружки из пазов типа «ласточкин хвост» в диапазоне рекомендованных стандартами параметров фрез для их обработки может быть реализовано при значениях давления, создаваемого напорной установкой, порядка 0,1...0,5 МПа и значениях расхода жидкости порядка 0,16...0,35 л/мин.

### Литература

- 1 Нечепаяев В., Гнитько А. Математическая модель эвакуации стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов // Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare. Vol. 4. Chisinau, Universitatea tehnica a Moldovei, 2005, p. 197 - 182.
- 2 Грановский Г. И., Грановский В. Г. Резание металлов: Учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов. – М.: Высш. шк., 1985. – С. 227.
- 3 ГОСТ 7063 – 72 (СТ СЭВ 115 – 79, СТ СЭВ 4632 – 84). Фрезы для обработки Т-образных пазов. Технические условия. – М.: Изд. стандартов, 1985.
- 4 ГОСТ 29118 – 91 (ИСО 3859 – 85). Фрезы для обработки пазов типа «ласточкин хвост». Типы и размеры. – М.: Изд. стандартов, 1992.
- 5 Гейер В.Г., Дулин В.С., Заря А.Н. Гидравлика и гидропривод: Учеб. для вузов.-3-е изд., перераб. и доп. - М.: Недра, 1991.-331с.

УДК 621.923

**Рябченко С.В.**

ИСМ им. В.Н. Бакуля, г. Киев, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ВЫСОКОТОЧНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС КРУГАМИ ИЗ КНБ**

*The problems of increasing the efficiency of grinding highly precision gearwheels of the 3–4 degree of precision using superhard material tools are discussed. The efficiency of cubic boron nitride dish grinding wheels in various bonds has been studied. Recommendations how to use cubic boron nitride wheels in gear grinding are given.*

Зубошлифование является основным методом финишной обработки зубчатых колес устраняющей деформации, возникшие при химико-термической обработке [1]. Шлифование высокоточных зубчатых колес с внешними прямыми и косыми зубьями производится по методу обката на зубошлифовальных станках, работающих двумя тарельчатыми кругами. Зубошлифование двумя тарельчатыми кругами позволяет получать зубчатые колеса 4-5-й степени точности с шероховатостью поверхности  $Ra = 1,0-0,3$  мкм [2]. Шлифовальные круги могут занимать различные положения относительно обрабатываемого колеса: параллельно между собой и под различными углами, как правило,  $0^\circ$ ,  $15^\circ$  или  $20^\circ$  [3].

Целью настоящих исследований было изучение работоспособности и износа тарельчатых кругов из кубического нитрида бора (КНБ) и разработка на их основе эффективной технологии шлифования зубчатых колес.

Исследование осуществляли на специальном стенде, созданном на базе зубошлифовального станка модели 5891. Станок был модернизирован для шлифования зубчатых колес с охлаждением и правкой кругов электроэрозионным методом. Зубошлифовальный станок настраивали на нулевой ( $0^\circ$ ) метод шлифования зубчатых колес. Исследовали работоспособность кругов из КНБ: 12A2- $20^\circ$  225x3x3x40 КР 125/100 100% на органической (В2-07 и В2-08), керамической (С10) и металлической (М2-09) связках. Шлифовались зубчатые колеса из стали ХВГ (59–61 HRC) модулем  $m = 6$  мм, числом зубьев  $z = 21$  зуб, шириной венца  $B = 20$  мм. Скорость шлифовального круга –  $v_k = 27$  м/с, глубина шлифования –  $t = 0,01-0,1$  мм, время обката на одном зубе –  $\tau = 3-12$  с.

Работоспособность тарельчатых кругов из КНБ при зубошлифовании оценивали следующими показателями: мощностью шлифования ( $N_{эф.}$ ), шероховатостью обработанной поверхности ( $Ra$ ), точностью эвольвентного профиля зуба ( $f_{fr}$ ), величиной съема обрабатываемого материала и износом круга. Мощность шлифования измеряли с точностью до 1 Вт, как разницу между общей активной мощностью, потребляемой

двигателем и мощностью холостого хода двигателя во время прямого хода каретки станка с изделием. Шероховатость поверхности по параметру  $Ra$  определяли вдоль эвольвенты зуба без съема зубчатого колеса с каретки станка малогабаритным профилографом "Суртроник-3Р" с точностью 0,01 мкм. Точность эвольвентного профиля обрабатываемого колеса контролировали на эвольвентомере фирмы «Zeiss».

Износ тарельчатого круга оценивали по изменению профиля слепка, оставленного на тонкой металлической пластине режущей частью вращающегося круга. Пластины зажимали в струбцине и при необходимости снятия слепка подавали на круг, который, врезаясь, оставлял отпечаток режущей кромки. Износ круга определяли двумя параметрами: износом по торцу –  $h$  и по диаметру –  $l$ .

Для исследования износостойкости кругов, нами была предложена математическая модель износа тарельчатого круга из КНБ при осуществлении процесса зубошлифования  $0^\circ$  – градусным методом. Для этого рассмотрен шлифовальный круг, сформированный из большого числа абразивных слоев, толщиной  $\Delta y$  каждый. Шлифовальный круг совершает вращательное движение со скоростью  $V_{кр}$  – м/с, зубчатое колесо осуществляет движение обката  $S_{обк}$  – мм/мин, глубина резания при этом  $t$  – мм.

При зубошлифовании в резании участвуют  $i$  слоев абразивной части круга, при этом  $t = i \cdot \Delta y$ . При этом условия работы крайнего слоя ( $i = 1$ ), формирующего окончательно эвольвентную поверхность зуба, отличается от работы всех остальных слоев - этот слой работает как периферией, так и торцом. Поэтому, возникающие на его поверхности силы и температура, приводят к более быстрому износу в направлении движения обката. Как только линейная величина износа достигает некоторой величины  $\Delta X$ , начинается ускоренный износ предпоследнего слоя и т.д. Процесс продолжается до того момента, когда в резание периферией и торцом не вступает  $i$  слой. К этому времени формируется макропрофиль поперечного сечения круга ступенчатой формы (рис. 1).

Все множество значений  $X_i$  ( $i \leq n$ ) представляет собой убывающую арифметическую прогрессию:

$$X_1, X_2, \dots, X_i$$

$X_{n-ый}$  член убывающей арифметической прогрессии определяется как:

$$X_n = X_1 - (n - 1) \cdot \Delta X$$

Если ордината  $n$ -слоя -  $Y_n$ , а толщина каждого слоя –  $\Delta Y$ , то количество слоев

$$n = Y_n / \Delta Y.$$

Следовательно :

$$X_n = X_1 - (Y_n / \Delta Y - 1) \cdot \Delta X$$

После преобразования придем к выражению:

$$Y = 1 / (\alpha X - \beta)$$

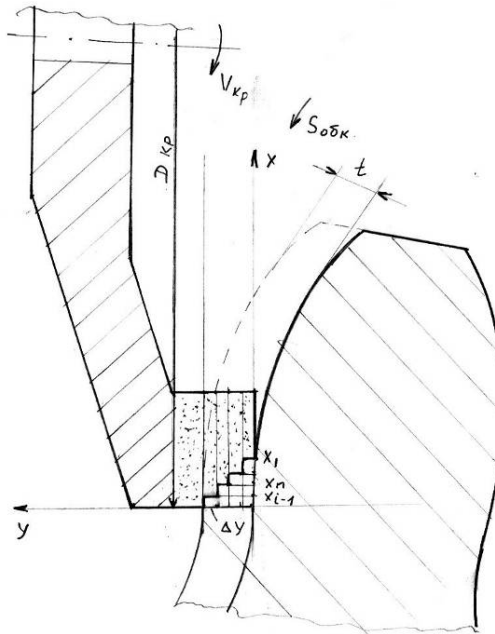


Рисунок 1 – Макропрофиль поперечного сечения круга

Анализ результата математических преобразований показывает, что макропрофиль радиального сечения абразивного слоя может быть описан уравнением дробно-линейной функции и соответственно, аппроксимирован гиперболой. Аналогичные рассуждения можно выполнить для условий обратного хода тарельчатого шлифовального круга от ножки зуба к его головке. Результаты преобразований имеют аналогичный вид и могут быть описаны уравнением дробно-линейной функции.

Износ круга при шлифовании происходит в результате одновременного действия многих процессов (механического разрушения, истирания зерен, повышения температуры, химических реакций в зоне контакта круга с деталью, вибраций круга и т.п.), имеющих взаимосвязанный случайный характер [4]. Поэтому оценку износостойкости шлифовальных кругов целесообразно производить по нескольким основным критериям с использованием вероятностных моделей, учитывающих взаимовлияние факторов. Очевидно, что износ круга при одновременном действии ряда разрушающих факторов можно свести к определению надежности последовательной системы, в которой отказ любого элемента приводит к отказу всей системы. Часто в качестве понятия надежности системы принимают вероятность ее безотказной работы. Если они слабо влияют друг на друга (что имеет место для многих условий шлифования), то элементы системы можно считать независимыми друг от друга. Такие условия шлифования наблюдаются при зубошлифовании тарельчатыми кругами  $0^\circ$ - градусным методом, где небольшой участок круга, фактически несколько абразивных зерен, осуществляет периодический сьем, как в черновом, так и финишном

режимах.

Согласно теореме о произведении вероятностей, вероятность  $P$  безотказной работы системы равна произведению  $P_i$  безотказной работы ее элементов:

$$P = \prod_{i=1}^N P_i,$$

где  $N$  – число элементов системы.

Если имеет место рассеяние как действующей нагрузки  $p$ , так и критической нагрузки  $p_k$ , характеризующееся плотностями распределения  $f_i(p)$  и  $f_{ik}(\xi)$  соответственно, то вероятность  $P_i$  можно вычислить по формуле:

$$P_i = \int f_i(p) [1 - \int f_{ik}(\xi) d\xi] dp$$

Обозначив через  $F_{ik}(p)$  функцию вероятностей для величины  $p_{ik}$ :

$$F_{ik}(p) = \int f_{ik}(\xi) d\xi,$$

то получим:

$$P = \prod_{i=1}^N \int f_i(p) [1 - F_{ik}(p)] dp$$

Распределение размеров абразивных, кубонитовых или алмазных зерен, применяемых в шлифовальных кругах, описывается нормальным законом. В предположении о независимости критической и действующей на зерна нагрузок предложена следующая формула для определения вероятности разрушения

$$F(0) = Q(K_n, V_{pz}, V_{pz}) = 0,5 + \Phi((1 - K_n) / \sqrt{V_{pz}^2 K_n^2 + V_{pz}^2}),$$

где  $\Phi(x)$  – интеграл Френеля,  $K_n$  – средний запас прочности (коэффициент запаса прочности) единичных зерен, равный отношению средних значений и величин критической  $P_{zk}$  и действующей  $P_z$  на зерна тангенциальной составляющей сил резания соответственно,  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  – коэффициенты вариации величин  $P_{zk}$  и  $P_z$ .

Нами исследовалась степень влияния разброса действующей и критической нагрузок на вероятность разрушения зерен кругов при разных режимах шлифования. Установлено качественное различие между вероятностью разрушения при  $K_n > 1$ ,  $K_n = 1$  и  $K_n < 1$ . При  $K_n > 1$  меньшие значения вероятности разрушения достигаются при меньших величинах  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$ . Это означает, что на финишных операциях шлифования для обеспечения меньшей вероятности разрушения зерен круга, целесообразно использовать шлифовальные круги с минимальным, по возможности, разбросом свойств зерен (размеров, их формы, ориентации, прочности и т.д.).

Для значений  $K_n$ , близких к 1 разброс критической и действующей на зерно нагрузок сильно влияет на величину вероятности разрушения лишь в области малых значений коэффициентов  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$ . При  $K_n = 1$  она вырождается в единственную точку:  $V_{pz} = 0$  и  $V_{pz} = 0$ , т.е. это означает, что разброс действующей и критической нагрузок при  $K_n = 1$  практически не влияет на вероятности разрушения.

Для режимов шлифования, характеризующихся величиной коэффициента прочности  $K_n < 1$  (высокопроизводительное шлифование)

разброс критической и действующей на зерна нагрузок при больших  $K_n$  сильнее влияет на величину вероятности разрушения, чем при меньших  $K_n$ . При этом меньшие значения вероятности разрушения зерен круга достигается при большем разбросе как действующей на зерна нагрузки, так и их прочностных свойств.

Далее были проведены исследования работоспособности и износа тарельчатых кругов из КНБ при зубошлифовании для подтверждения модели износа круга. Шлифование зубчатых колес производили как без охлаждения, так и при охлаждении маслом «Индустриальным-12». Предварительные испытания показали, что при работе без охлаждения на поверхности зубчатого колеса образуются "прижоги", а шлифовальные круги быстро теряют режущую способность. Анализ результатов показал, что мощность шлифования кругами из КНБ на керамической связке на 15–20 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках, за счет более высокой твердости керамической связки. При прямом и обратном ходе каретки станка мощность шлифования практически не зависит от времени обката зубчатого колеса, хотя имеет место небольшой рост мощности при уменьшении времени обката. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на керамической связке обеспечивало высокую точность ( $f_{jr} = 4–5$  мкм) эвольвентного профиля зуба по сравнению с исходным профилем ( $f_{jr} = 8–14$  мкм).

Исследование работоспособности тарельчатых кругов из КНБ на металлической связке производилось с использованием правки круга электроэрозионным методом. Установлено, что мощность шлифования кругами из КНБ на металлической связке при прямом и обратном ходе каретки станка на 30–40 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. Шероховатость поверхности зубчатого колеса при всех исследуемых режимах соответствовала  $Ra = 0,70–0,75$  мкм. При этом ее большее значение определялось меньшей величиной времени обката ( $t = 3$  с). Глубина резания не оказывала существенного влияния на шероховатость обработанной поверхности.

Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлической связке обеспечивает высокую точность эвольвентного профиля зуба ( $f = 5–6$  мкм) по сравнению с исходным профилем ( $f = 11–12$  мкм). Для получения высокой точности эвольвентного профиля необходимо проведение 2–3 чистовых проходов с последующим выхаживанием. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлических связках обеспечивает разность соседних шагов зубчатого колеса 2–4 мкм, что является показателем высокой точности обработки.

Исследование износа тарельчатых кругов и его влияние на точность эвольвентного профиля зубчатого колеса производилось при черновом (с глубиной  $t = 0,05$  мм.) и чистовом (с глубиной  $t = 0,02$  мм.) зубошлифовании.

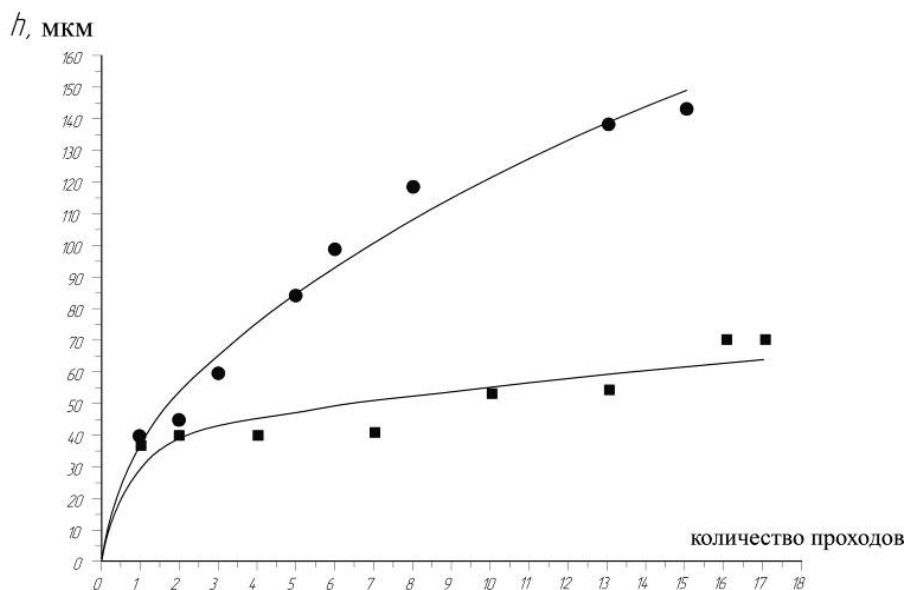


Рисунок 2 – Зависимость износа круга по торцу ( $h$ ) от количества проходів ( $a$  – при  $t = 0,05$  мм,  $b$  – при  $t = 0,02$  мм).

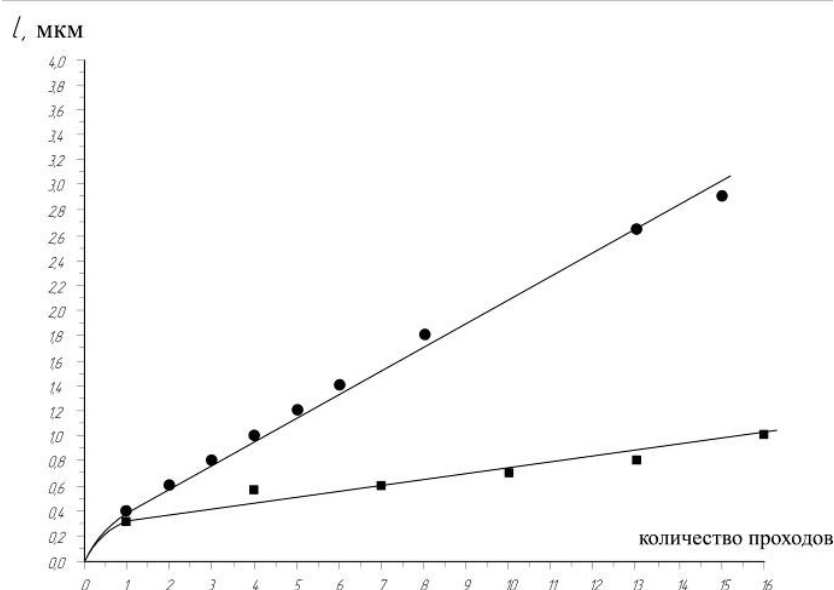


Рисунок 3 – Зависимость износа круга по диаметру ( $l$ ) от количества проходів ( $a$  – при  $t = 0,05$  мм,  $b$  – при  $t = 0,02$  мм).

Установлено, що після ускореного износу круга в течение першого прохода величина інтенсивності износу в дальнішому стабілізується (рис. 2 і рис. 3). Шлифовальний круг працює рівномірно без наступлення критичного износу. Это характерно как для чернового, так и чистового зубшлифования. В то же время характер изменения погрешности профиля и мощности шлифования говорит о том, что правка круга на чистовых режимах не требуется.

Анализ проведенных экспериментов показал, что лимитирующим параметром для достижения точности обработки зубчатого колеса является



размерный износ тарельчатого круга, который практически пропорционален количеству обработанных зубьев без правки. Величина износа определяет точность обрабатываемого зубчатого колеса. В течение всего процесса обработки мощность резания практически остается на одном уровне. Не изменяется и фактический съем материала, находясь в пределах 0,61–0,50. Это обстоятельство говорит о том, что в процессе шлифования зубчатых колес тарельчатый круг из КНБ работает в режиме самозатачивания. Изменяются только геометрические параметры шлифовального круга за счет его износа. На режущей кромке круга образуется площадка износа, размеры которой определяются износом по торцу ( $h$ ) и по диаметру ( $l$ ) круга. Причем износ по диаметру значительно превышает износ круга по торцу.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

Установлено, что макропрофиль радиального сечения абразивного слоя шлифовального круга может быть описан уравнением дробно-линейной функции и соответственно, аппроксимирован гиперболой. Экспериментальные исследования подтвердили, что на режущей кромке круга образуется площадка износа, размеры которой определяются износом по торцу ( $h$ ) и по диаметру ( $l$ ) круга. Установлено, что для сокращения периода приработки кругов при зубошлифовании на режущей кромке необходимо предварительно формировать площадку с размером  $h = 0,03 - 0,05$  мм, что соответствует величине прирабочного износа круга. Такая площадка на режущей поверхности круга формируется соответствующей правкой под углом  $5^\circ - 7^\circ$  или обеспечивается конструкцией инструмента [5].

Для осуществления процесса эффективного шлифования зубчатых колес нами разработаны тарельчатые шлифовальные круги из КНБ на металлических связках, техническая документация и оснастка для их изготовления, а также разработана новая конструкция зубошлифовального станка и устройство электроэрозионной правки кругов.

## Литература

- 1 Гинзбург Е.Г., Халевский Н.Т. Производство зубчатых колес. – Л.: Машиностроение, 1978, – 136 с.
- 2 Гулида Э.Н. Технология отделочных операций зубообработки цилиндрических колес. – Львов, Издательское объединение "Вища школа", 1977, 168 с.
- 3 Сильвестров Б.Н. Зубошлифовальные работы. – М.: Высшая школа. 1985. – 272 с.
- 4 Мишнаевский Л.Л. Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 192 с.
- 5 Рябченко С.В. Разработка технологи шлифования зубчатих колес тарельчатими кругами из СТМ. С. 161–168 // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць (Серія Г «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти»)/НАН України. ІНМ ім. В.М.Бакуля. – Київ, 2006. – 240 с.

УДК 621.793

**Сорока Е.Б.**

ІПП ім. Г.С.Писаренко НАНУ, г. Київ, Україна

## **ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ «ОСНОВА-ПОКРЫТИЕ» НА НАПРЯЖЕННО–ДЕФОРМОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*Stress –Strain State of the system «substrate – discontinuous coating has been analyzed using the finite element method. Influence of such important characteristics as elastic modulus and thickness of coating on the value of maximum stresses and their location is examined. The results allow forecasting character of destruction and build into system optimum parameters on the stage of design.*

### **Введение**

При эксплуатации режущих и штамповых инструментов, работающих в экстремальных условиях эксплуатации, наиболее уязвимыми являются их поверхности, что обуславливает необходимость модификации поверхностных слоев инструментальных материалов. Это позволяет уменьшить отказы инструмента, связанные как с поверхностными (износ, схватывание, окисление), так и с объемными эффектами (диффузия, пластическая деформация, задир). Увеличить твердость, повысить сопротивление схватыванию, снизить коэффициент трения, создать диффузионный барьер можно путем применения вакуум-плазменных покрытий на основе нитридов и карбидов тугоплавких металлов.

Вместе с тем, основной проблемой применения покрытий является разрушение поверхностного слоя в результате адгезионного отслоения покрытия от основы либо его когезионного растрескивания. Эти процессы особенно рельефно проявляются в условиях экстремально высоких нагрузок и интенсивных режимов обработки и приводят к снижению ресурса инструмента и ухудшению качества обрабатываемой детали. Решение проблемы сохранности поверхностного слоя лежит в двух плоскостях – технологической (усовершенствование технологии формирования покрытий) и проектировочной (создание новых конструктивных схем поверхностных слоев).

Не рассматривая технологическую сторону вопроса, и анализируя известные работы, можно выделить направления, связанные с изменением архитектуры покрытий. Для улучшения адгезии между покрытием и основой используют очень тонкие слои металла (Ti, Cr, Al) или слои нитрида металла (TiN). [1]. Многослойность позволяет также регулировать уровень остаточных напряжений в покрытии и получать, таким образом, покрытие большей толщины без убытка для адгезионной прочности [2]. Кроме того, многослойные покрытия создают барьер для развития трещин,

что, в свою очередь, обеспечивает когезионную прочность. Целью создания многослойных покрытий является также обеспечение его многофункциональности, когда каждая из функций присущая материалу одного из слоев. Промежуточные слои имеют разное функциональное назначение: от увеличения общей толщины покрытия до создания термостабильных трибопассивных износостойких систем. В наружном слое обеспечивается высокая твердость, коррозионная стойкость, блокировка тепловых потоков, уменьшение диффузии [3]. Такие покрытия успешно применяются при изготовлении современного режущего инструмента [4-6].

Плавный переход от хорошего сцепления с основой к специальным свойствам на поверхности обеспечивают градиентные покрытия. Авторами [7,8] показано, что соответствующий градиент модуля упругости приводит к снижению эквивалентных напряжений на поверхности раздела покрытия и основы в условиях контактной нагрузки с трением. В работе [8] показано, что покрытия с положительным градиентом, в которых модули упругости убывают постепенно от поверхности слоя к основе, значительно снижают напряжение вблизи поверхности раздела «покрытие - основа».

Предлагается также метод улучшения архитектуры рабочих поверхностей инструмента путем создания прерывистой поверхности (покрытие дискретного типа) [9]. Этот метод достаточно прост и доступен, а его реализация требует лишь незначительного усовершенствования промышленного оборудования для формирования вакуум - плазменных покрытий [10].

Минимизация напряженно-деформированного состояния в системе «основа - дискретное покрытие» и регулирование места действия максимальных напряжений путем выбора параметров дискретной топографии и сочетания материалов позволяют обеспечить высокую стойкость участка покрытия к растрескиванию и хорошее сцепление с основой, а следовательно и работоспособность инструмента с покрытием.

**Целью** данной работы является исследование напряженно-деформированного состояния комбинаций «покрытие-основа» для различных материалов и параметров дискретной топографии в условиях нагружения нормальной распределенной нагрузкой.

### ***Постановка задачи***

Для решения поставленной проблемы рассматривается задача о нагружении распределенной нормальной нагрузкой  $q$  участка вакуум-плазменного покрытия TiN ( $E= 4,4$  ГПа) дискретного типа, имеющего форму квадрата со стороной  $D= 40$  мкм толщиной  $h$  (рис.1).

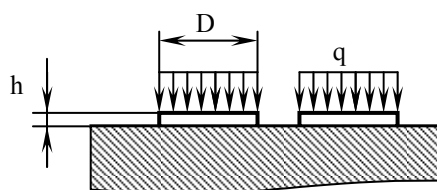


Рисунок 1 – Схема нагружения распределенной нормальной нагрузкой  $q$  элемента с покрытием дискретного типа

Толщина покрытий варьируется в пределах 2...16 мкм, а в качестве основы выбраны сталь ( $E= 2,3$  ГПа) и твердый сплав ВК8 ( $E= 7,2$  ГПа). Размер  $D$  дискретного участка был выбран на основании предыдущих исследований. Так, в работе [11] показано, что с уменьшением размеров дискретных участков удается снизить слишком высокие (до – 8 ГПа) остаточные напряжения сжатия в вакуум-плазменных покрытиях. Оптимальной величине «полезных» остаточных напряжений (-2,5...-0, 7) ГПа) соответствует размер дискретного участка 40x40мкм. Получены также численные результаты [12], свидетельствующие о том, что при таком размере влияние касательной составляющей нагружения на величину касательных напряжений на интерфейсе, ответственных за отслоение покрытия, минимально.

Расчеты напряженно-деформированного состояния системы «покрытие-основа» осуществлялись методом конечных элементов в комплексе MSC Visual Nastran for Windows.

**Результаты численных исследований** позволяют установить, что максимальные эквивалентные напряжения по Мизессу в покрытии наблюдаются по его краям, а в основе – в центральной области. Зависимость эквивалентных напряжений в основе в зоне интерфейса от толщины покрытия носит экстремальный характер (рис.2).

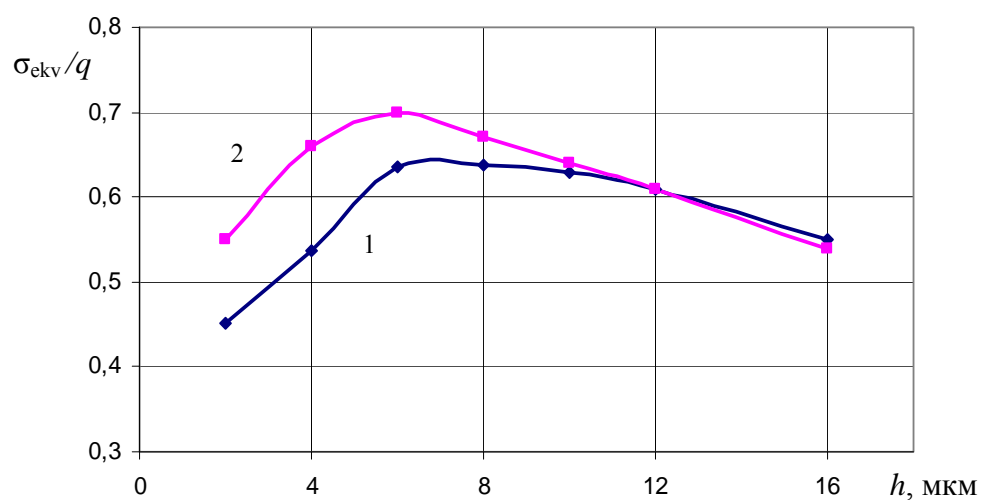


Рисунок 2 – Относительные эквивалентные напряжения в основе ВК8 (1) и сталь (2) в зоне интерфейса.

Для обоих типов оснований максимум эквивалентных напряжений под покрытием наблюдается при толщинах 6-7 мкм. Аналогичную зависимость от толщины имеет эквивалентное напряжение в области интерфейса в самом покрытии (рис.3). Эквивалентные напряжения в основном материале в области интерфейса больше в низко модульной основе (стали), чем в высоко модульной (твердый сплав).

По краям дискретного участка эквивалентные напряжения у свободной поверхности в покрытии на высоко модульном основании больше, чем на низко модульном, а с приближением к интерфейсу уменьшаются по сравнению с низко модульной основой. Для тонких покрытий до 4 мкм максимальные эквивалентные напряжения сосредоточены в зоне интерфейса (рис.4 а). Чем толще покрытие на высоко модульном основании, тем ближе к свободной поверхности уходит зона действия максимальных эквивалентных напряжений, отдаляясь от интерфейса (рис. 4 б.), в то время как на стальной основе, даже для толстых покрытий, зона действия максимальных эквивалентных напряжений остается у интерфейса.

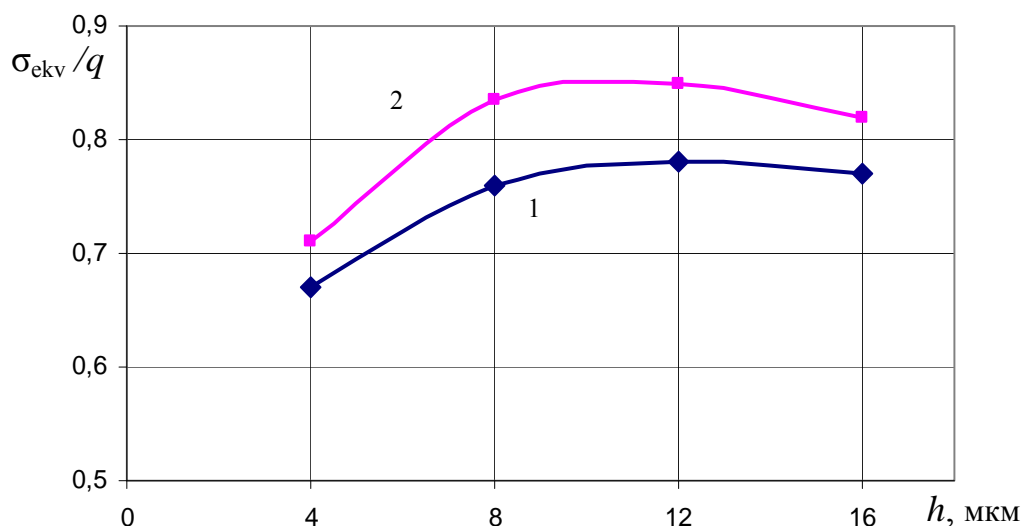


Рисунок 3 – Относительные эквивалентные напряжения в покрытии в области интерфейса для основы ВК8 (1) и стали (2).

Анализ распределения касательных напряжений показывает, что их максимум в системе «основа-покрытие» (кроме очень тонких покрытий) наблюдается на интерфейсе. Для очень тонких покрытий, толщиной до 2 мкм, больший максимум наблюдается в основе (рис.5). С уменьшением толщины покрытия максимальные касательные напряжения на интерфейсе уменьшаются, а второй максимум касательных напряжений в основе становится более явным. Максимальные касательные напряжения в твердом слое на мягкой основе больше, чем на той же глубине в однородном основании.

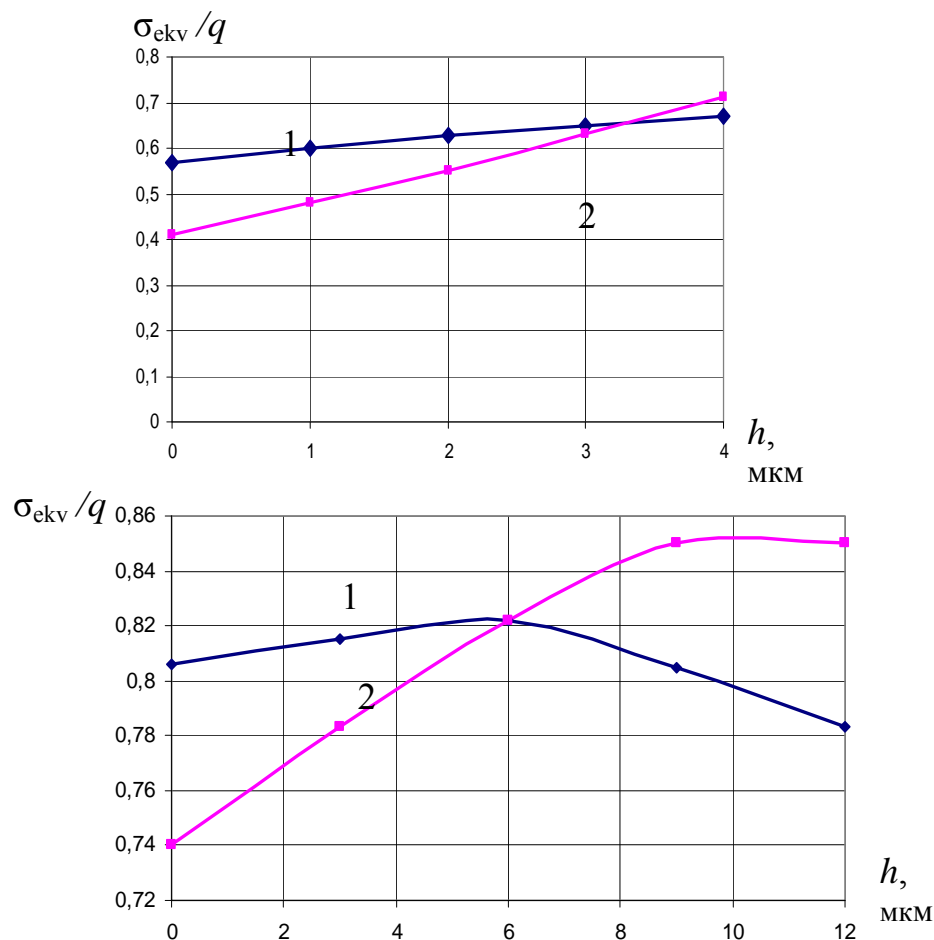


Рисунок 4 – Распределение по толщине покрытия относительных эквивалентных напряжений для основы ВК8 (1) и стали (2): толщина покрытия  $h = 4$  мкм (а);  $h = 12$  мкм (б).

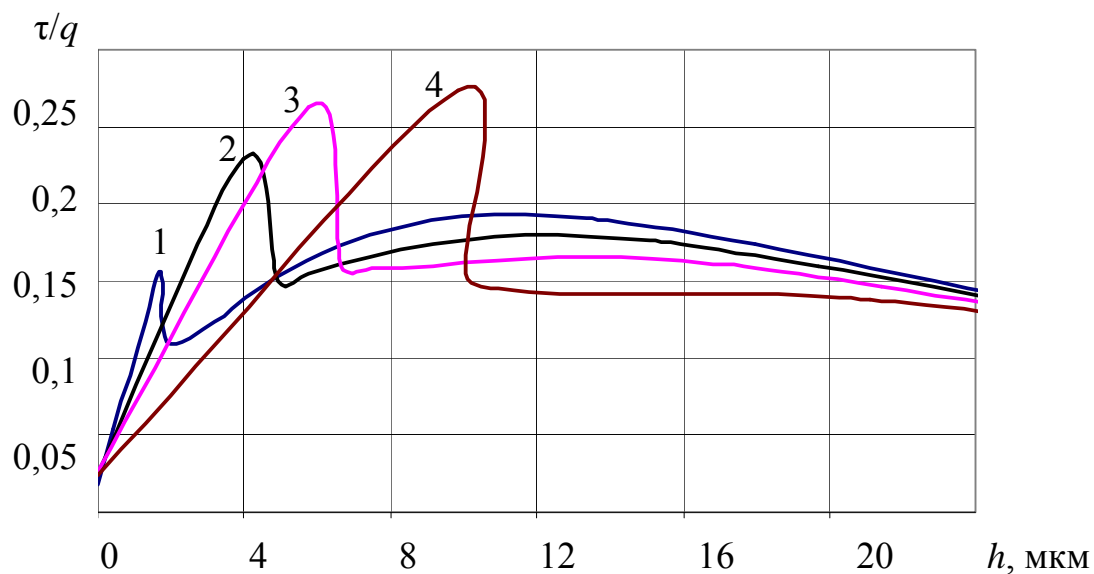


Рисунок 5 – Распределение по глубине касательных напряжений в композиции «покрытие TiN- основа ВК8» при нагружении распределенной нормальной нагрузкой  $q$  для покрытий различной толщины:  $h = 2$  мкм (1);  $h = 4$  мкм (2);  $h = 6$  мкм (3);  $h = 10$  мкм (4).

Максимальные касательные напряжения в покрытии на высокомодульном основании меньше, чем в покрытии на низкомодульном основании (рис.6).

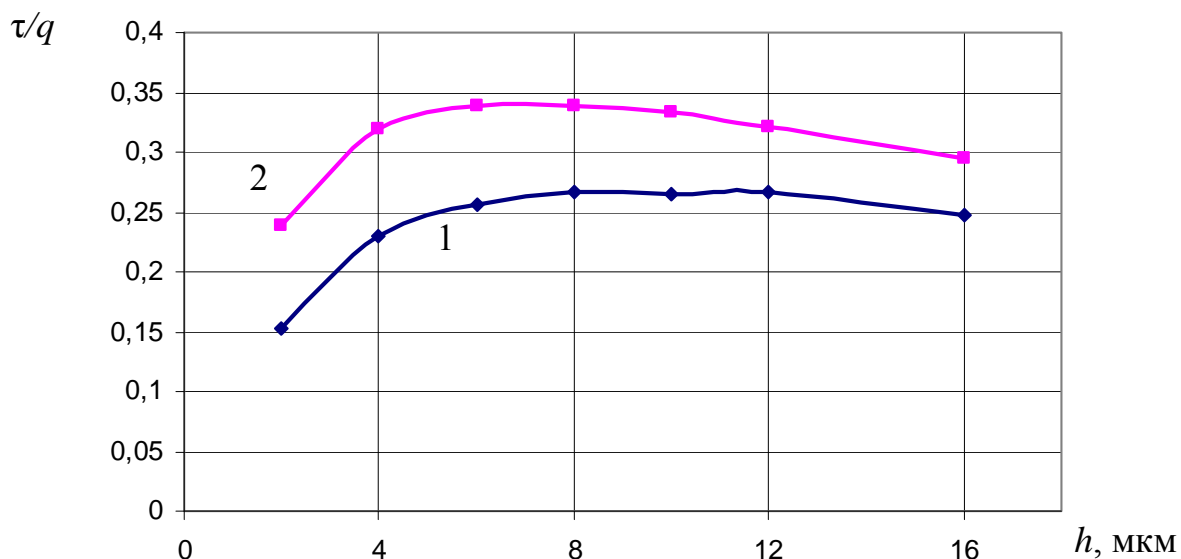


Рисунок 6 - Зависимость касательных напряжений на интерфейсе от толщины покрытия для основы: ВК8 (1); сталь (2).

### **Выводы**

Анализ полученных результатов позволяет сделать выводы о том, что:

- при прочих равных условиях отслоение покрытия от основы по краям в результате действия касательных напряжений (адгезионное разрушение), а также разрушение покрытия в результате пластической деформации основы в центре дискретного участка вероятнее низкомодульной основе ;

- на высокомодульной основе, особенно с ростом толщины покрытия, превалирует разрушение, которое инициируется внутри самого покрытия (когезионное разрушение);

- наименее нагруженные в области интерфейса являются покрытия на высокомодульном основании толщиной до 4 мкм.

- проведенные расчеты позволяют прогнозировать напряженно-деформированное состояние и характер разрушения в системе «основа – покрытие» в зависимости от сочетания материалов и конструктивных размеров покрытия. Анализ полученных результатов дает возможность заложить на стадии проектирования параметры рабочих поверхностей, соответствующие минимальному напряженно-деформированному состоянию.

## Литература

- 1 Lierath F., Vereschaka A. The Main Trends of VACUUM-ARC Technology Synthesis of Multilayer Coatings for Cutting Tool Perfection // IX International Productionstechnisches kolloquium PTK-98. – Berlin. – 1998. – P.211-225.
- 2 Keller Dirk A., Hirsch Thomas, Hora Pavel, Tomala Volker. Einfluss der Eigenspannungen in Schichtverbundwerkstoffen bei Trockenreibung // Blech Rohre Profile. -1993.-40, № 11.-P.835-842.
- 3 Верещака А.С., Верещака А.А., Дюбнер Л.Г. Высокоэффективные многослойно-композиционные покрытия наноразмерными слоями для режущего инструмента // Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. науч.-техн. сборник. - Харьков: НТУ “ХПИ”, 2005, Вып. 69. - С. 21 – 36.
- 4 Hat den Dreh raus. /Maschine.-2005.-59, № 3.- S.26-27.
- 5 Hochleistung mit Wendepplatten-Bohren.Werkstatt und Betr. –2001.-134, № 6.- S.54-55.
- 6 Заявка 102004010285 Германия, МПК C23C28/00, C23C14/58. Beschichtung fur ein Schneidwerkzeug sowie Herstellungsverfahren / Walter A.G., Schier Veit (Ruger und Kollen, 73728Esslingen), №102004010285.6. -Заявл. 03.03.2004 Опубл. 29.09.2005.
- 7 Finite element analysis of the initial yielding behavior of a hard coating/substrate systems with functionally graded interface under indentation and friction. Stephens L.S., Liu Yan, Meletis E.I. (Mechanical Engineering Department. Louisiana State University. Baton Rouge. LA 70803). Trans. ASME. J. Tribol. 2000.-122, № 2.-P.381-387.
- 8 Xinxiang Pan., Liu Yan, Jinjun Xu. Elastic-plastic deformation analysis of multi-layer surface coating under sliding contact // Thin Solid Films. –1999.- 354, № 1-2.-P.154-161.
- 9 Ляшенко Антонюк В.С., Сорока О.Б., Ляшенко Б.А., Рутковский А.В. Дискретні покриття на різальному інструменті // Пробл. прочности. – 2007. - №1. – С. 138-143.
- 10 Соловых Е.К., Ляшенко Б.А., Рутковский А.В., Сорока Е.Б., Антонюк В.С. Технологическое обеспечение вакуум-плазменных покрытий дискретной структуры // Технологические системы. Киев. 2007. - № 2. - С. 22–27.
- 11 Ляшенко Б.А., Антонюк В.С., Сорока Е.Б., Рутковский А.В. О снижении остаточных напряжений в вакуум-плазменных покрытиях дискретной структуры // Сверхтвердые материалы. - Киев: № 2.-2005.-С. 72 - 75
- 12 Сорока Е.Б., Антонюк В.С., Калиниченко В.И. Обеспечение адгезионной прочности в системе «основа-покрытие» в условиях контактного нагружения структуры // Сверхтвердые материалы. - Киев: № 2.-2008.-С 81 – 88.



УДК 621.9

**Казакова Т.В.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **РАЗРАБОТКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ОСНОВ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ЭТАПАХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ**

*The mechanism and the adequate models of damages accumulation at the variable loading are developed. The methodology of speed-up estimation of reliability and quality of collapsible instrument on the stages of its planning and manufacturing, allowing forecasting reliability and structure of instrument refuses in exploitation on the forced tests results is developed.*

### ***Введение***

Безотказная работа современного технологического оборудования, в том числе станков с ЧПУ, многоцелевых станков, обрабатывающих центров требует значительного повышения надежности и качества режущего инструмента, уменьшения вероятности отказов, связанных с недостаточной его прочностью. Прочность и надежность инструмента определяют экономически целесообразную подачу при черновой обработке, а через нее – производительность обработки, обуславливают расход инструмента.

Исследованию надежности режущего инструмента посвящены многие работы, в которых проведены исследования механизмов хрупкого разрушения и разработаны соответствующие модели прочности и надежности [1-4]. Однако в литературе отсутствует общая методология ускоренной оценки надежности и качества сборного инструмента на этапах его проектирования и изготовления.

### ***Методика исследований***

Разработка теоретических основ повышения надежности и качества сборного твердосплавного инструмента предусматривает выполнение системы исследований. Основной базой для этого является исследование физических особенностей процессов законтрактного разрушения твердосплавного инструмента и разработка на их основе адекватных моделей накопления повреждений.

Оценка надежности и качества инструмента на стадии проектирования должна предусматривать получение необходимой информации в короткие сроки, поэтому наиболее эффективными при этом являются форсированные испытания как в процессе резания, так и при его моделировании.

Эффективность форсированных испытаний определяется возможностью прогнозирования эксплуатационных показателей инструмента (средний период стойкости, структура отказов), а также использованием их результатов для решения практических задач (выбора рациональных конструкций сборных инструментов; технологических процессов изготовления и упрочнения; рациональных режимов резания, обеспечивающих заданную надежность). Структура системы оценки и диагностики качества инструмента приведена на рисунке 1.

***Целью исследования является:***

1 Исследовать механизм и разработать модели накопления повреждений в микро- и макрообъемах инструментального материала при различных видах нагружения.

2 Разработать систему испытаний режущих инструментов, позволяющую производить оперативную оценку его конструктивных вариантов, технологических процессов изготовления и контроль качества изготовления с учетом типоразмеров инструмента.

3 Разработать методику прогнозирования надежности и структуры отказов инструментов в эксплуатации по результатам форсированных испытаний.

***Результаты исследований***

Исследование физических особенностей процессов законтрастного разрушения твердосплавных инструментов проводили путем анализа места расположения опасного сечения (размеров разрушений) и кинетики микропластических деформаций. Установлено, что у большинства отказавших твердосплавных инструментов распределение размеров разрушений соответствует экспоненциальному закону, что затрудняет использование традиционных методов расчета на прочность.

В результате исследований закономерностей накопления повреждений были разработаны модели накопления повреждений, описывающие кинетику изменения свойств инструментального материала, приводящих к его разрушению. В качестве показателя таких изменений принята зависимость микротвердости законтрастной зоны инструмента от продолжительности резания:

$$H_{\mu}(\tau) = H_{\mu_0} + \Delta H_{\mu_y} \left[ 1 - \exp\left(-a_y \tau\right) \right] - \Delta H_{\mu_p} \left[ 1 - \exp\left(-a_p \tau\right) \right], \quad (1)$$

где  $H_{\mu}$  – исходная микротвердость, МПа;  $\Delta H_{\mu_y}$  – приращение микротвердости в результате упрочнения;  $\Delta H_{\mu_p}$  – снижение

микротвердости в результате разупрочнения;  $a_y, a_p$  – скорости упрочнения и разупрочнения инструментального материала;  $\tau$  – продолжительность резания.



Рисунок 1 – Структура системы оценки и диагностики качества инструмента

В результате исследований установлено, что прочность инструмента, микротвердость инструментального материала, износ по задней и передней поверхностям и другие параметры инструмента изменяются нелинейно. Для расчета надежности инструмента при нестационарном нагружении разработана нелинейная модель накопления повреждений, справедливость которой подтверждена экспериментальными исследованиями

$$P(\tau_1 + \tau_2 + \dots + \tau_i) = \left\{ \left[ \left( 1 - \frac{\tau_1}{T_1} \right)^{\frac{\alpha_2+1}{\alpha_1+1}} - \frac{\tau_2}{T_2} \right]^{\frac{\alpha_3+1}{\alpha_2+1}} - \dots - \frac{\tau_i}{T_i} \right\}^{\frac{1}{\alpha_i+1}}, \quad (2)$$

где  $P(\tau)$  – время безотказной работы;  $\tau_i$  – время работы инструмента на  $i$ -й ступени;  $T_i$  – время работы до разрушения на  $i$ -й ступени при нагрузке  $S_i$ ;  $\alpha_i = \alpha(S_i)$  – показатель степени падения надежности  $P(\tau)$ , описывающий влияние «поврежденности» инструмента.

На основании исследований закономерностей накопления повреждений и разрушений режущих инструментов разработана система испытаний режущих инструментов [2,3], которая может быть эффективно использована для оценки качества режущего инструмента на различных этапах его формирования. Рекомендованные методы испытаний дают возможность прогнозировать средний период стойкости, долю поломок и коэффициент вариации периода стойкости в эксплуатации

$$T = 9,1S_p^{1,6}, \quad (3)$$

$$V_T = 1,21V_{Sp}^{0,41}, \quad (4)$$

$$q = 1,89S_p^{-1,85}, \quad (5)$$

где  $S_p$  – величина разрушающей подачи, мм/об;  $V_{Sp}$  – коэффициент вариации разрушающей подачи;  $T, V_T, q$  – средний период стойкости, коэффициент его вариации и доля поломок инструмента в его эксплуатации.

Специфическими чертами эксплуатации современного сборного инструмента является сложная структура отказов. Предложена методика прогнозирования структуры отказов, позволяющая учитывать как априорную информацию так и диагностическую. Инструмент после окончания эксплуатации попадает в одно из состояний  $D_i$ , например:  $D_1$  – замена в связи с исчерпанием расчетного ресурса (плановая),  $D_2$  – в связи с

постепенным отказом (программная),  $D_3$  – в связи с внезапным отказом (аварийная). По результатам испытаний данного или аналогичного инструмента известны априорные вероятности состояний (диагнозов)  $P(D_i)$ , т.е. структура отказов, причем сумма этих вероятностей равна 1,0. Если возникает диагностический признак  $k$ , то вероятность такого отказа

$$P\left(\frac{D_i}{k}\right) = \frac{P(D_i)P\left(\frac{k}{D_i}\right)}{P(k)} = \frac{P(D_i)P\left(\frac{k}{D_i}\right)}{\sum_{i=1}^m P(D_i)P\left(\frac{k}{D_i}\right)}, \quad (6)$$

где  $P(k)$  – вероятность появления признака у всех инструментов партии;  $P\left(\frac{k}{D_i}\right)$  – то же, только у инструментов с  $i$ -м отказом.

В случае регистрации совокупных признаков  $k_1, k_2, \dots, k_j, \dots, k_n$

$$P\left(\frac{D_i}{k_1, k_2, \dots, k_n}\right) = \frac{P(D_i) \prod_{j=1}^n P\left(\frac{k_j}{D_i}\right)}{\sum_{i=1}^m P(D_i) \prod_{j=1}^n P\left(\frac{k_j}{D_i}\right)}, \quad (7)$$

Предложенная система испытаний сборного инструмента использована для оценки точности различных конструкций сборных резцов, выбора поправочных коэффициентов на подачу в нормативах режимов резания и отношения  $T(0,9)/T$ , а также для выбора технологии подготовки твердосплавных пластин под нанесение износостойких покрытий (таблица 1,2)

Таблица 1 – Относительная прочность различных конструкций резцов и поправочные коэффициенты на подачу, обеспечивающие их заданную надежность

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

Таблица 2 – Использование форсированных испытаний для выбора технологии подготовки пластин под покрытие и прогнозирования эксплуатационной надежности

Технологический вариант обработки пластин	Форсированные испытания		Эксплуатационные испытания			Коэффициент парной корреляции $S_p$ и $T$
	$S_p$ , мм/об	$V_{sp}$	$T$ , мин	$V_T$	$q$	
T5K10(стандартные)	1,91	0,16	18,5	0,60	0,86	0,67
T5K10+TiN	1,64	0,26	10,0	0,73	0,99	0,78
T5K10+BO	2,80	0,10	33,3	0,41	0,31	0,81
T5K10+BO+TiN	2,70	0,13	40,5	0,60	0,44	0,84

### Выводы

1 Исследован механизм и разработаны модели накопления повреждений в микро- и макрообъемах инструментального материала, позволившие разработать нелинейную модель накопления повреждений при нестационарном нагружении, справедливость которой подтверждена экспериментальными исследованиями.

2 Разработана система испытаний, позволяющая эффективно оценивать конструктивные варианты и технологические процессы изготовления и упрочнения режущего инструмента, а также определять поправочные коэффициенты на подачу, обеспечивающие заданную надежность.

3 Разработана методика прогнозирования надежности и структуры отказов инструментов в эксплуатации по результатам форсированных испытаний.

### Литература

- 1 Сборный твердосплавный инструмент /Г.Л. Хаеа, В.М. Гах, К.Г. Громаков и др.; Под общей ред. Г.Л. Хаеа, – М.: Машиностроение, 1989, – 256с.
- 2 Хаеа Л.Г., Казакова Т.В. Обеспечение качества инструмента в гибком автоматизированном производстве. – М.:ВНИИТЭМР, 1986. – 48с.
- 3 Казакова Т.В. Обеспечение качества сборного твердосплавного инструмента на различных этапах его создания и эксплуатации // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып 10 / Пред. Редсовета Г.Л. Хаеа. – Краматорск: ДГМА, 2000. – С.14 – 19.
- 4 Казакова Т.В., Хаеа Л.Г. Использование параметрических моделей надежности для оптимизации испытаний режущего инструмента // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. – Краматорск: ДГМА, вып. №13, 2003. – С. 204 – 212.

УДК 621.95.01

**Мирошниченко А.В.**  
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

**ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ  
ИНСТРУМЕНТА ЗЕНКЕР-РАЗВЁРТКА НА ОГРАНКУ  
ОБРАБОТАННЫХ ОТВЕРСТИЙ ПРИ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СХЕМЕ  
РЕЗАНИЯ**

*The problem of determination of optimal teeth distribution of the combined tool core drill-reamer is considered at application of the parallel cutting scheme.*

С развитием нанотехнологий в таких отраслях, как изготовление деталей оптической техники, деталей насосов, медицинской техники, устройств для биологических исследований, требования к допусковой погрешности поверхностей, в том числе отверстий, достигают 0,01-0,1 мкм (10-100 нм) и продолжают расти. Наличие погрешностей обработки, в том числе огранки отверстий, оказывает существенное влияние на эксплуатационные свойства узла или машины в целом, а наличие таких погрешностей в машинах и аппаратах, связанных с опасностью человеческой жизнедеятельности может оказаться фатальным для человека. Огранка отверстий при последовательной схеме резания комбинированным инструментом (КИ) и при работе одномерным чистовым осевым инструментом была практически устранена [1, 2, 3] и в настоящее время находится в пределах шероховатости поверхности и составляет 2-3 мкм. Однако при работе КИ по параллельной схеме резания, проблема устранения огранки до сих пор остаётся нерешённой.

Огранка отверстий образуется как при жёстком закреплении инструмента, так и при плавающем, когда радиальная жёсткость инструмента близка к нулю, при объяснении механизма образования огранки и определении путей её устранения необходимо исходить из кинематики движения инструмента в колебательном процессе. Колебаниями, порождающими огранку отверстий могут быть только те колебания, которые изменяют сумму проекций сил резания на координатные оси  $\nu$  и  $\xi$  (рис. 1).

Для составления уравнения, характеризующего траекторию движения зубьев при вынужденных колебаниях, а следовательно, и для определения формы поперечного сечения обработанного отверстия, достаточно знать уравнение движения центра инструмента. Работа комбинированного инструмента (КИ) зенкер-развёртка по параллельной схеме резания характеризуется тем, что частота колебаний каждой ступени будет определяться числом зубьев на соответствующей ступени. Так как число зубьев на каждой ступени будет различаться, то траектория движения

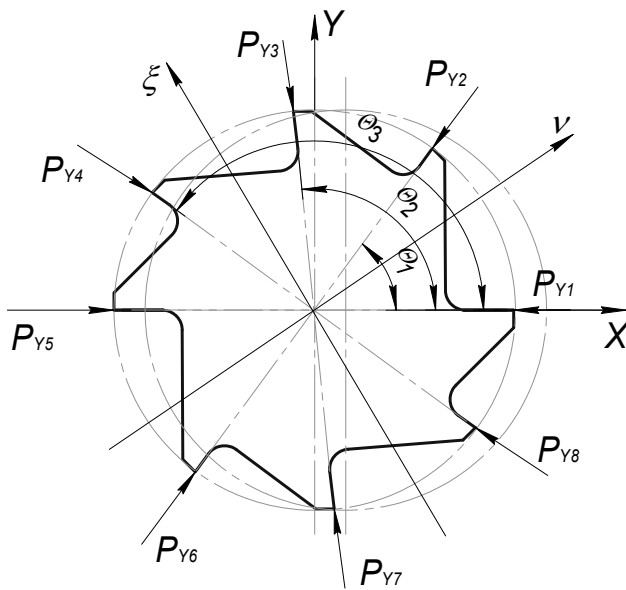


Рисунок 1 – Схема радиальных колебаний инструмента

центра будет представлять фигуру высокого порядка. Движение точки, когда на неё воздействуют колебания различной частоты, направленные по

взаимноперпендикулярным координатам, были описаны Ж. Лиссажу [4]. Эта точка описывает более или менее сложную фигуру в плоскости, проходящей через направления обоих колебаний. То есть мы имеем колебательную систему с многопараметрическими воздействиями. При этом, как и при сложении скалярных гармонических колебаний с разными частотами, можно

различать несколько характерных случаев. Если частоты слагаемых колебаний несоизмеримы, то траектория, образовавшаяся в результате сложения, не будет замкнутой, хотя при любой продолжительности колебаний она не выйдет за пределы прямоугольника со сторонами, равными удвоенным амплитудам слагаемых колебаний. Если частоты мало отличаются одна от другой, то траектория близка к эллипсу, непрерывно изменяющему свою конфигурацию, как при непрерывном изменении сдвига фаз между слагаемыми колебаниями. Этот случай аналогичен биениям при сложении таких же скалярных колебаний. Очевидно, что оба описанных выше случая будут справедливы для работы КИ зенкер-развёртка по параллельной схеме резания.

Уравнение траектории центра можно представить следующей зависимостью [4]

$$\begin{aligned} v_o &= -A \cdot \sin(m \cdot \omega_0 \cdot t + \delta); \\ \xi_o &= -A \cdot \sin(n \cdot \omega_0 \cdot t), \end{aligned} \quad (1)$$

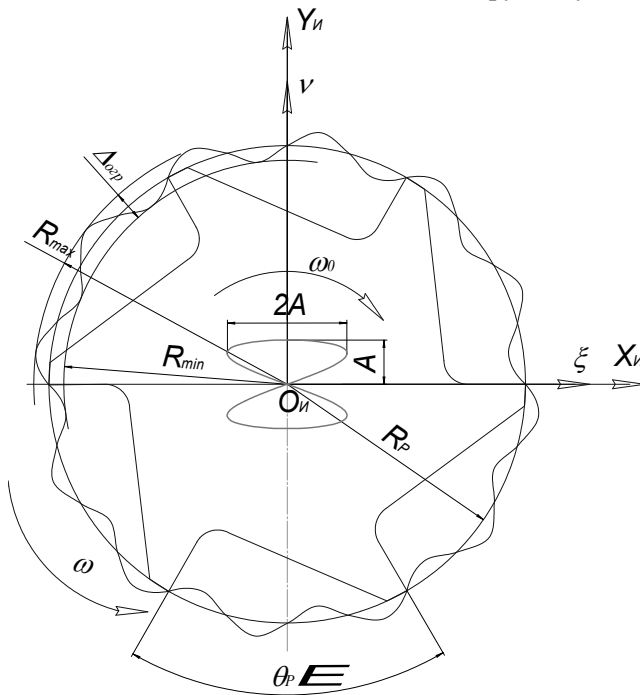
Где  $m$  и  $n$  - коэффициенты, определяющие соотношение частот по каждой координате;  $\delta$  - угол фазового сдвига.

Уравнение движения зубьев второй ступени КИ при различных частотах колебаний, направленных по координатам  $\nu O_{II} \xi$  (рис. 2) в параметрическом виде:

$$\begin{aligned} \nu &= R_p \cdot \cos(\omega \cdot t + \Theta_p) - A \cdot \sin(m \cdot \omega_0 \cdot t + \delta); \\ \xi &= R_p \cdot \sin(\omega \cdot t + \Theta_p) - A \cdot \sin(n \cdot \omega_0 \cdot t), \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\omega$  - круговая частота вращения зубьев инструмента;  $\omega_0$  - круговая частота вращения центра инструмента;  $\Theta_p$  - угловой шаг между зубьями





Риунок 2 – Траектория движения зубьев второй ступени и центра КИ зенкер-развёртка при параллельной схеме резания

развёртки;  $R_p$  - радиус развёртки;  $t$  - время (с).

При обосновании схемы распределения зубьев КИ, работающего по параллельной схеме резания, количество воздействующих параметров определяется ступенями, обрабатывающими отверстия одинаковой длины. В противном случае система будет работать по комбинированной схеме резания.

Одинаковую длину обработки имеют не более двух ступеней. Решение задачи, когда на систему воздействует более двух параметров в принципе возможно, однако является достаточно громоздким и не имеет практического значения.

При разработке математической модели образования огранки комбинированным инструментом зенкер-развёртка, работающего по параллельной схеме резания, приняты следующие допущения (см. рис. 2):

- 1 зенкер определяет частоту колебаний по координате  $\nu$ ;
- 2 развёртка определяет частоту колебаний по координате  $\xi$ ;
- 3 угол фазового сдвига между колебаниями по обеим координатам зависит от угла смещения между первыми зубьями на каждой ступени. На первом этапе исследований угол фазового сдвига принят равным 0;
- 4 период колебаний центра инструмента определяется временем поворота второй ступени на угловой шаг;
- 5 инструмент закреплён в плавающем патроне.

Частоты колебаний координатам  $\nu$  и  $\xi$  с учётом первых двух допущений, принятых выше, будут определяться числом зубьев на каждой ступени КИ зенкер-развёртка. Следовательно  $m = Z_3$ , а  $n = Z_p$ . Формулу (1) удобнее представить в следующем виде

$$\begin{aligned} \nu_o &= -A \cdot \sin(\omega_0 \cdot t + \delta); \\ \xi_o &= -A \cdot \sin\left(\frac{Z_p}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot t\right). \end{aligned} \quad (3)$$

Рассмотрим формирование поперечного сечения отверстия при равномерном распределении зубьев развёртки (второй ступени КИ). Так как формирование поперечного сечения отверстия осуществляется за пол

оборота, то, изменяя время от  $0$  до  $T/2$  в уравнении (2) получим форму поперечного сечения отверстия (рис. 3), образованного зубьями КИ за один колебательный цикл, т.е. когда центр опишет замкнутую фигуру.

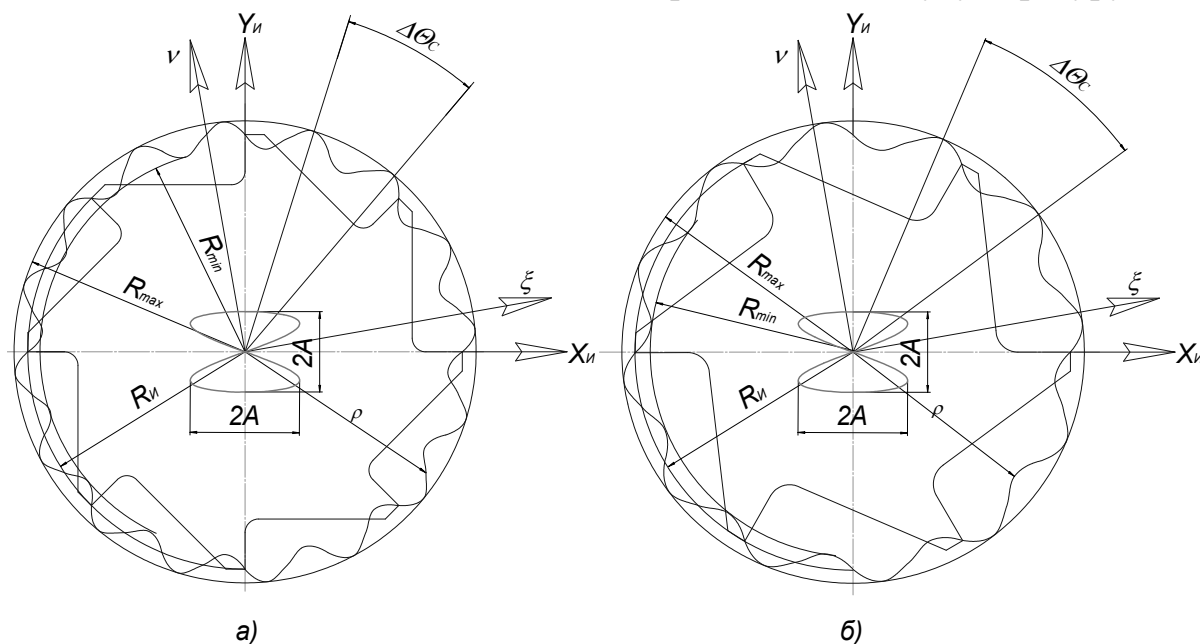


Рисунок 3 – Расчётные траектории движения зубьев второй ступени КИ  
зенкер-развёртка при параллельной схеме резания:

а) число зубьев зенкера  $Z_3 = 4$ , число зубьев развёртки  $Z_p = 8$ ;

б) число зубьев зенкера  $Z_3 = 3$ , число зубьев развёртки  $Z_p = 6$

Величина огранки определяется по формуле (см. рис. 3)

$$\Delta_{огр} = R_{max} - R_{min}. \quad (4)$$

Траектория движения зуба, согласно рис. 3 представляет собой разновидность эпициклоиды, т.е. это кривая, описанная точкой, отстоящей на расстоянии  $\rho$  от центра круга радиуса  $R_{II}$ , катящегося без скольжения по фигуре, описывающей траекторию движения центра. Следовательно, огранка отверстий в установившемся процессе будет определяться частотой колебаний центра инструмента. В свою очередь, как указывалось выше, частота колебаний центра относительно оси  $X_{II}$  определяется количеством зубьев развертки, а относительно оси  $Y_{II}$  - количеством зубьев зенкера. Тогда, функцией движения центра инструмента будет являться периодическая функция, состоящая из двух простых гармоник, характеризующихся частотами колебаний центра зенкера и развёртки. Максимум данной периодической функции будет определять  $R_{max}$  (см. рис. 3).

Для определения минимума функции движения центра определим первую производную по времени и приравняем её нулю.

$$\left( -\sin(\omega_0 \cdot t) - \sin\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot t\right) \right)' = -\omega_0 \cdot \cos(\omega_0 \cdot t) - \frac{Z_P}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot \cos\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot t\right) = 0.$$

Для определения времени  $t$ , соответствующего  $R_{\min}$  разложим функцию  $\cos$  в ряд Маклорена [5], и ограничив ряд вторым членом, что обеспечивает достаточную точность вычислений, равенство можно привести к виду

$$t_{\min} = \frac{1}{\omega_0} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \left(\frac{Z_P}{Z_3} + 1\right)}{\left(\frac{Z_P^3}{Z_3^3} + 1\right)}}. \quad (5)$$

Так как траектория движения центра представляет собой симметричную фигуру, время, соответствующее  $R_{\max}$  будет равно

$$t_{\max} = \frac{\left( \sqrt{\frac{2 \cdot \left(\frac{Z_P}{Z_3} + 1\right)}{\left(\frac{Z_P^3}{Z_3^3} + 1\right)}} - \pi \right)}{\omega_0}. \quad (6)$$

Радиус вектор, определяющий положение вершины зуба относительно системы координат  $\xi_0 v$  (см. рис. 3) равен

$$\rho = \sqrt{R_P^2 - 2A \cdot R_P \cdot \left( \sin(\omega_0 \cdot t) \cdot \cos\left(\frac{\omega_0}{Z_P} \cdot t\right) + \sin\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot t\right) \cdot \sin\left(\frac{\omega_0}{Z_P} \cdot t\right) \right) + \sqrt{A^2 \cdot \left( \sin^2(\omega_0 \cdot t) + \sin^2\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \omega_0 \cdot t\right) \right)}}. \quad (7)$$

После подстановки (5, 6) в формулу (7), а затем значений радиус векторов в выражение (4), получим формулу для определения огранки отверстия при параллельной схеме резания КИ зенкер-развёртка, при равномерном распределении зубьев второй ступени (развёртки)

$$\Delta_{огр} = \sqrt{R_P^2 - 2A \cdot R_P \cdot \left( \sin(\alpha) \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{Z_P}\right) + \sin\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \alpha\right) \cdot \sin\left(\frac{\alpha}{Z_P}\right) \right) + \sqrt{A^2 \cdot \left( \sin^2(\alpha) + \sin^2\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \alpha\right) \right)} - \sqrt{R_P^2 - 2A \cdot R_P \cdot \left( \sin(\beta) \cdot \cos\left(\frac{\beta}{Z_P}\right) + \sin\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \beta\right) \cdot \sin\left(\frac{\beta}{Z_P}\right) \right) + \sqrt{A^2 \cdot \left( \sin^2(\beta) + \sin^2\left(\frac{Z_P}{Z_3} \cdot \beta\right) \right)}}. \quad (8)$$

$$\text{где } \alpha = \sqrt{\frac{2 \cdot \left(\frac{Z_P}{Z_3} + 1\right)}{\left(\frac{Z_P^3}{Z_3^3} + 1\right)}} - \pi, \quad \beta = \sqrt{\frac{2 \cdot \left(\frac{Z_P}{Z_3} + 1\right)}{\left(\frac{Z_P^3}{Z_3^3} + 1\right)}}.$$

Результаты расчёта значений величины огранки при амплитуде колебаний  $A = 0,01 \text{ мм}$ , и при различном сочетании числа зубьев на обеих ступенях представлены на рис. 4.

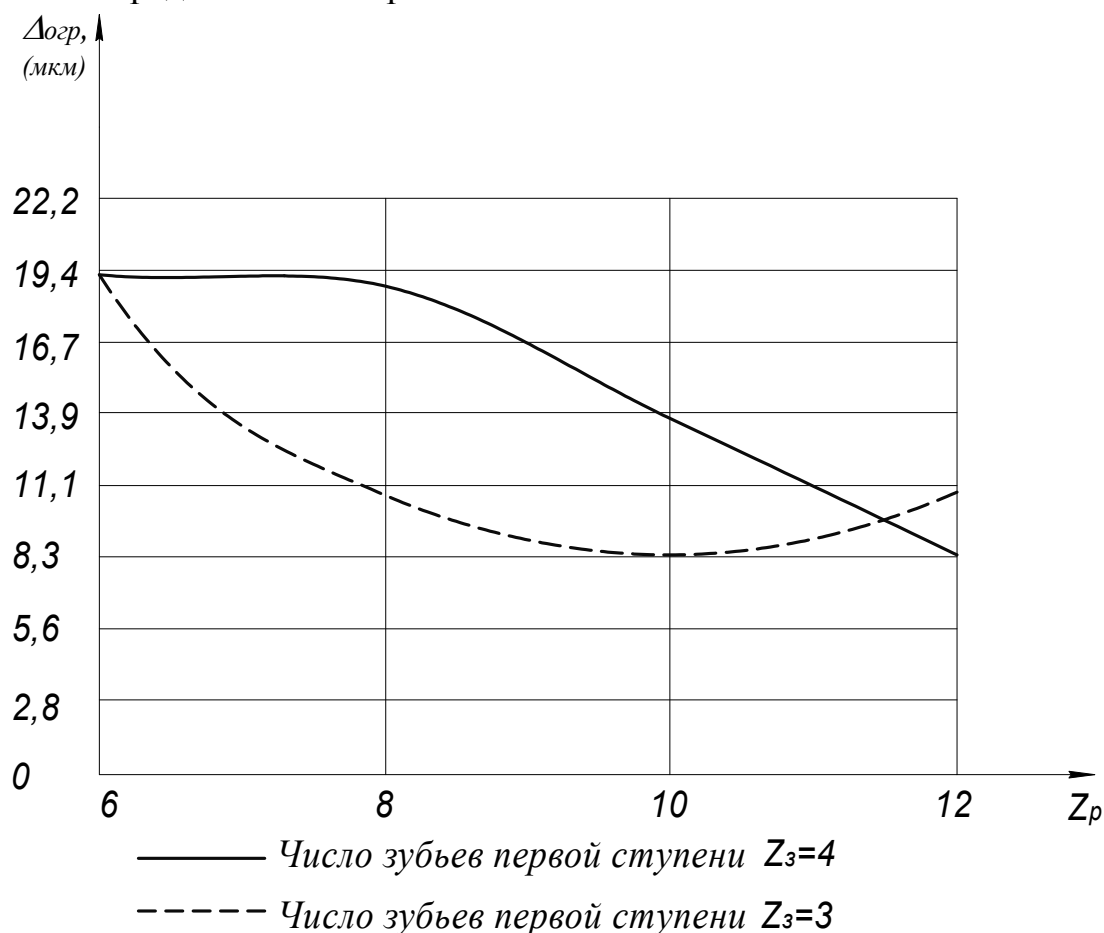


Рисунок 4 – График зависимости величины огранки отверстий в зависимости от числа зубьев KI зенкер-развёртка

Результаты расчётов полностью подтверждают гипотезу о возможном устранении огранки за счёт использования KI с различным числом зубьев на ступенях при параллельной схеме резания. В частности при соотношениях числа зубьев  $\frac{Z_3}{Z_p} = \frac{3}{8}; \frac{3}{10}; \frac{3}{12}; \frac{4}{10}; \frac{4}{12}$  близки к величине амплитуды колебаний ( $A$ ) инструмента, в то время как при последовательной схеме резания [1] величина огранки всегда равна двойному значению ( $A$ ).

### **Выводы**

На основании исследования математической модели образования огранки при параллельной схеме резания КИ зенкер-развёртка, можно сделать следующие выводы:

1 для существенного снижения величины огранки отверстий при параллельной схеме резания достаточно использовать инструмент с рационально подобранным числом зубьев;

2 при прочих равных условиях, величина огранки при параллельной схеме резания колеблется от 40% до 95% от значения огранки при последовательной схеме резания;

3 для устранения огранки необходимо уменьшить влияние факторов, оказывающих влияние на величину амплитуды колебаний инструмента;

4 разработанная модель определения величины огранки применима для инструмента с равномерным распределением зубьев. Известно, что при последовательной схеме резания существенное снижение огранки наблюдается при неравномерном распределении зубьев чистовой ступени [1, 6]. В связи, с чем на последующих этапах исследований необходимо определить влияние величины отклонения углового шага чистовой ступени при параллельной схеме резания на величину огранки отверстий.

### **Литература**

- 1 Малишко І.О. Основи теорії проектування осьових комбінованих інструментів, автореф. док. дис. - Київ, 1996. - 33 с.
- 2 Еланова Т.О., Хританкова О.И. Прогрессивный металлорежущий инструмент. Ч. IV. Зенкеры, развёртки, расточные резцы. М.: ВНИИТЭМР, 1992. - 40 с.
- 3 Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. М.: Машиностроение, 1984. - 184 с.
- 4 Металлорежущие инструменты: Учебник для вузов по специальностям «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты»/ Г.Н. Сахаров, О.Б. Арбузов, Ю.Л. Боровой и др. – М.: Машиностроение, 1989. - 328 с.
- 5 Математический энциклопедический словарь. / Гл. ред. Прохорова Ю.В. – М.: Сов. Энциклопедия, 1988. – 847с.
- 6 Стрельцов В.А. О погрешностях геометрической формы отверстий в зависимости от характера распределения зубьев развёртки по окружности. Изв. Вузов: Машиностроение. 1965. № 9. С. 150 - 155.

УДК 621.914.02

**Левченко Е.А.**

ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ И СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОМ РЕЗАНИИ СТАЛЕЙ**

*The results of researches of exactness of treatment and firmness of cutting disk are resulted at introduction of vibrations to the area thermofrictional cuttings, indicative on substantial influence on the basic physical indexes of process, supervisory exactness of treatment, and thus allowing actively to affect efficiency of functioning of the technological system.*

### **Введение**

Для современного этапа развития технологии механической обработки характерно непрерывное ужесточение требований к точности, установленное совершенствованием конструкций машин, повышением их технико-экономических характеристик. Для решения указанной проблемы наряду с традиционными методами (оптимизацией режимов резания, рациональным построением технологического цикла, повышением жесткости и точности оборудования) все большее применение находят адаптивные системы управления точностью, методы статистической оптимизации технологических процессов, автоматически регулируемые процессы обработки.

Как следует из результатов исследований, введение вибраций в зону термофрикционного резания (ТФР) существенно влияет на основные физические показатели процесса, контролирующие точность обработки, и таким образом позволяет активно воздействовать на эффективность функционирования [1].

Целью настоящей работы является исследование применения вибраций при разработке технологических процессов ТФР и влияние их на точность обрабатываемых поверхностей и стойкость инструмента.

### **Основная часть**

В общем случае результирующая погрешность обработки режущими дисками  $\delta_{pd}$ , обусловленная упругой деформацией элементов технологической системы, может быть представлена как алгебраическая сумма упругих деформаций диска  $\delta_d$ , шпиндельного блока  $\delta_{ш}$ , приспособления  $\delta_n$  и заготовки  $\delta_z$ .

$$\delta_{pd} = \delta_d + \delta_{ш} + \delta_n + \delta_z$$

Как показали сравнительные исследования, при ультразвуковом ТФР

лучшие результаты дает базирование и крепление режущего диска к шпинделю вертикально-фрезерного станка нормализованным местом по типу торцовых фрез. Что касается погрешностей, обусловленных деформацией шпиндельного блока, то, как следует из результатов данного исследования, для фрезерных станков 3-го типоразмера величина указанной погрешности по крайней мере на порядок ниже составляющих  $\delta_n$  и  $\delta_z$  [2-4].

Экспериментальные исследования влияния ультразвуковых колебаний на основные показатели ТФР стали 20Х13 и сплава ХН70Ю проводились на станке 6М13ПБ при обработке плоских поверхностей заготовок. Ультразвуковые тангенциальные колебания частотой  $f = 16-20$  кГц и амплитудой  $\xi = 6-12$  мкм сообщались заготовке с помощью специального устройства.

Режимы резания: скорость вращения диска  $V_\delta = 40...80$  м/с, подача заготовки –  $V_3 = 50...250$  мм/мин, ширина обрабатываемой плоскости –  $B = 50...70$  мм, глубина резания –  $a = 2...4$  мм.

Упругую деформацию заготовки и приспособления при обычном и ультразвуковом ТФР определяли по экспериментальным и экспериментально-теоретическим значениям составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_x$ . Как следует из анализа полученных данных, при ультразвуковом ТФР, в зависимости от режимов обработки, наблюдается уменьшение упругого отжима заготовки на 30-40%.

Следует, однако, отметить, что сопоставление результатов расчетного и экспериментального определения упругих деформаций заготовки и измерение соответствующих отклонений размера детали при обычном и ультразвуковом ТФР производилось на начальной стадии обработки, когда в обоих случаях износ радиуса округления режущей кромки диска  $r$  имел близкие значения и не превышал 0,2...0,25 мм. Вместе с тем, как показали результаты исследования, при ТФР сплава ХН70Ю в обычных условиях спустя 40 мин после начала обработки по достижении износа  $r = 0,5$  мм сила  $P_z$  возрастает в 1,8 раза, а сила  $P_x$  – в 1,5 раза. Соответственно возрастает и упругое отжатие заготовки и приспособления, а также обусловленная им погрешность обработки. Это предопределяет необходимость использования более низких, по сравнению с нормативными, критериев износа или ограничения режимов резания, что существенно снижает производительность процесса.

Работоспособность дисков для ТФР металлов определяется их стойкостью и долговечностью. Долговечность дисков определяется величиной, направлением и характером приложения внешних нагрузок от составляющих силы резания. Возникающие при этом напряжения суммируются с инерционными и тепловыми напряжениями, возникающими в режущем диске вследствие перепада температуры на его

поверхности.

На режущую способность диска влияют его конструкция, способ и точность изготовления, свойства материала диска и термообработка, качество подготовки к работе на станках и установках для ТФР.

Стойкость режущих дисков в значительной степени определяется развиваемой температурой в зоне контакта с заготовкой, физико-механическими свойствами материалов диска и обрабатываемой заготовки, качеством изготовления и жесткостью крепления диска и заготовки в приспособлении, величиной радиального и торцового биения диска, а также режимными параметрами обработки.

Непрерывное чередование нагрева диска при контакте с заготовкой и охлаждения при контакте с окружающей средой способствует лучшему теплообмену режущего диска и образованию защитных окисных пленок на его рабочих поверхностях. Эти пленки препятствуют ювенильному контакту между материалами диска и заготовки, что снижает интенсивность процессов адгезии и диффузии, определяющих интенсивность износа. Хотя, с другой стороны, эти пленки, обладая хрупкостью, разрушаются, оголяя лежащие ниже слои, которые, в свою очередь, подвергаются разрушению, вызывая окислительный износ [5-7].

При обработке конструкционных материалов дисками из сталей 50Г и 65Г наблюдалось увеличение радиуса округления режущей кромки диска и налипание (схватывание) передней поверхности инструмента с частицами обрабатываемого материала.

С увеличением скорости вращения диска и, следовательно, температуры большие пластические деформации и схватывание в зоне контакта в значительной степени способствуют взаимной диффузии материала диска и обрабатываемого материала. Превалирующим в этом диапазоне скоростей является диффузионный износ, интенсивность которого увеличивается при повышении скорости обработки.

Зависимость износа диска от скорости подачи заготовки можно условно разделить на две зоны. В первой зоне износ происходит менее интенсивно и носит в основном адгезионный характер. С увеличением температуры в зоне обработки начинается интенсивный диффузионный износ – вторая зона.

На процесс возникновения и интенсивность развития явлений схватывания влияют также условия теплоотвода. Схватывание, в основном, является процессом образования металлических связей между сопряженными поверхностями металлов за счет сваривания трущихся пар по микронеровностям с последующим вырывом или микросрезом по сваренным участкам.

Сравнение результатов определения величины износа при обычном и ультразвуковом ТФР показывает, что введение в зону резания ультразвука способствует повышению стойкости инструмента, причем даже спустя 60



мин износ не превышает 0,5 мм, а  $P_z = 3450$  Н, что близко к величине этой силы при  $r = 0,3$  мм при обычном ТФР. При этом погрешность обработки, обусловленная упругими отжатыми технологической системы, и соответственно результирующая погрешности находятся в пределах допуска, и таким образом, в течение всего цикла ТФР обеспечивается требуемая точность размеров и формы при одновременном повышении производительности процесса. При этом важной особенностью ультразвукового ТФР является то, что увеличение глубины резания и подачи не сопровождается характерным для обычного ТФР ростом интенсивности вибраций (автоколебаний). В этом же направлении действует снижение сил резания и износа инструмента.

На рис. 1 приведены стойкостные зависимости, полученные при обработке плоских поверхностей заготовок из стали 20Х13. Из графиков видно, что применение ультразвуковых тангенциальных колебаний малой амплитуды ( $\xi \leq 6$  мкм) является эффективным средством интенсификации процесса – стойкость режущего диска возрастает более чем в 1,5 раза.

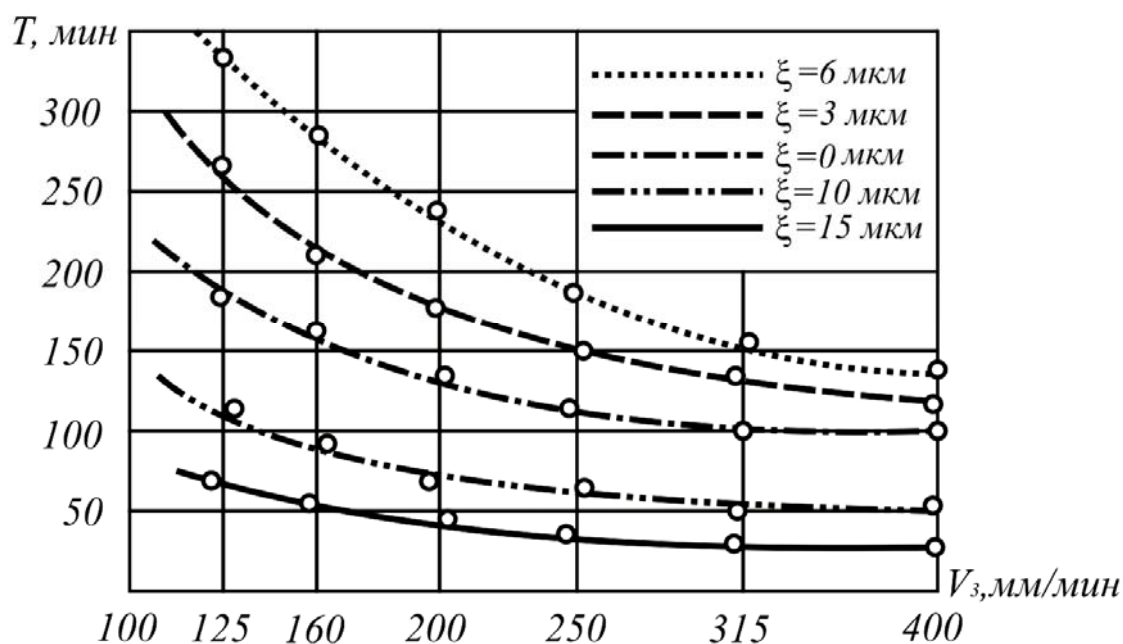


Рисунок 1 – Влияние режимных параметров ультразвукового ТФР на стойкость режущих дисков

Для сплава ХН70Ю при ультразвуковом резании с тангенциальными колебаниями  $\xi \leq 6$  мкм минимальный положительный эффект ультразвука наблюдается в основном при  $V_d \leq 45...50$  м/с,  $V_z \leq 160$  мм/мин и  $a \leq 2$  мм.

Указанные параметры срезаемого слоя являются оптимальными, а выбор в этом случае рационального диапазона скоростей резания определяется в основном режущими свойствами диска в конкретной температурно-силовой ситуации.

Независимо от марки стали материала режущего диска общей тенденцией является увеличение износа по сравнению с обычным ТФР в начальный период обработки, когда при прочих равных условиях износ инструмента увеличивается пропорционально амплитуде и частоте колебаний. В дальнейшем наличие этих показателей уменьшается и в конце периода стойкости интенсивность износа при обычном ТФР может превышать соответствующий показатель ультразвукового резания.

При обычном ТФР жаропрочного сплава ХН70Ю для топографии поверхности износа характерен слабовыраженный микрорельеф со следами обрабатываемого материала в виде наливов и наволакиваний, а также множественные осповидные микрократеры, которые можно идентифицировать как очаги адгезионного взаимодействия.

Введение в зону резания тангенциальных ультразвуковых колебаний соответственно изменяет не только характер износа, но и топографию изношенной поверхности. Независимо от обрабатываемого материала последняя характеризуется уменьшением количества очагов взаимодействия, в том числе при обработке жаропрочных и титановых сплавов.

С увеличением амплитуды стойкость режущих дисков падает и при  $\xi > 15$  мкм значительно ниже значений, характерных для обычной термофрикционной обработки.

Статистический анализ полученных данных показал, что в начальный период обработки производительность обычного и ультразвукового ТФР примерно одинаковы. В дальнейшем производительность при обычном ТФР падает, а при ультразвуковом – практически не изменяется.

### ***Вывод***

Таким образом, результаты проведенных исследований позволяют расширить область эффективного применения вибраций и использовать их преимущества при разработке технологических процессов ТФР.

### **Литература**

- 1 Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями.– М.: Машиностроение, 1970. – 351 с.
- 2 В.А. Горохов Использование вибрации в обработке металлических деталей. – НТО, Чернигов, 1980. – 73 с.
- 3 Покинтелица Н.И. Применение высокоскоростного трения в резании металла. – К.: ВИПОЛ, 1993. –156 с.
- 4 Ахметшин Н.И. Вибрационное резание металлов. – Л.: Машиностроение, 1987. – 80 с.
- 5 Кумабэ Д. Вибрационное резание. – М.:Машиностроение,1985.– 424 с.
- 6 Гончаревич И.Ф., Фролов К.В. Теория вибрационной техники и технологии. М.: Наука, 1981. – 320 с.
- 7 Бабичев А.П. Вибрационная обработка деталей. М.: Машиностроение, 1974. – 136 с.

## РОЗДІЛ 2

### Якість та надійність металорізального обладнання

УДК 621.941.271

**Ковальов В.Д., Гаков С.О.**  
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

#### **РОЗРОБКА ПІДСИСТЕМИ ВИЗНАЧЕННЯ ПРИПУСКУ ДЛЯ СИСТЕМИ АДАПТИВНОГО КЕРУВАННЯ ОБРОБКОЮ НА КОЛЕСОТОКАРНОМУ ВЕРСТАТІ**

*The model for the calculation of optimum allowance at turning of the rolling stock wheeled pair on is developed. The mechanism of the adaptive control subsystem of the treatment process on the wheel-turning lathe is shown.*

#### **Вступ**

Забезпечення високої продуктивності виготовлення деталей складного профілю лезовою обробкою сполучено з великими труднощами, особливо в умовах знімання великого припуску та при нерівномірності властивостей матеріалу. Традиційні методи рішення цього завдання, такі як збільшення жорсткості, застосування нового інструмента, до теперішнього часу вже вичерпують себе [1-3].

Однак підвищення ефективності складнопрофільної обробки можливо отримати за рахунок оптимізації показників процесу різання, та адаптації режимної частини до змінних умов [2, 3]. Тому найбільш високі показники підвищення ефективності обробки, можливо отримати, використовуючи системи адаптивного керування процесом обробки у реальному часі.

#### **Постановка проблеми**

Основною причиною підвищення витрат на механообробку при обточуванні колісної пари є поломки інструмента. Тому основними напрямками для зменшення вартості ремонтів і збільшення строку експлуатації колісної пари є: зняття оптимального припуску при обточуванні та зменшення ймовірності поломки інструмента.

Проведені дослідження фірмою "Sandvik Coromant" (Швеція), показали, що загальні витрати при обточуванні профілю поверхні катання однієї колісної пари з нераціональними глибинами різання (це висота, що перевищує шар металу та дефекту, що знімається) становлять близько 70 доларів США на кожний зайвий міліметр знятого металу.

Повне припустиме зношування колісної пари:

$$DRV = \frac{\sum(PU - DEF_i)}{\alpha}$$

де  $DRV$  – термін служби колеса по пробігу, км;  $PU$  – припустиме зношування, мм;  $DEF$  – зняття металу при обточуванні, мм.

Значення коефіцієнта  $\alpha$  залежить від багатьох факторів (твердості, структури, термообробки металу і геометричних параметрів колеса, від стану і геометричних параметрів путей, особливо профілю рейки, а також від конструктивних і динамічних характеристик рухомого складу).

Як видно з формули термін служби коліс прямо залежить від раціонального зняття металу при ремонті. Тому точне визначення максимально допустимого припуску є дуже важливим.

Отже, неефективна механічна обробка колісних пар приводить до значного перевищення мінімально необхідного припуску на обробку різанням, підвищеному зношуванню верстатного встаткування та росту витрат різального інструменту. Особливо гостро ця проблема стоїть в автоматизованих системах обробки колісних пар при токарній багаторіздцевій схемі обробки.

### Основна частина

Для підвищення ефективності обробки колісних пар, було вирішено додати до адаптивної системи [3] керування процесом обробки колісних пар на колесо токарному верстаті КЖ1836Ф3 (виробництва ВАТ «КЗВВ») автоматизовану підсистему (рис. 1) визначення оптимального припуску (за критерієм незмінності профілю та максимальної кількості переточок).

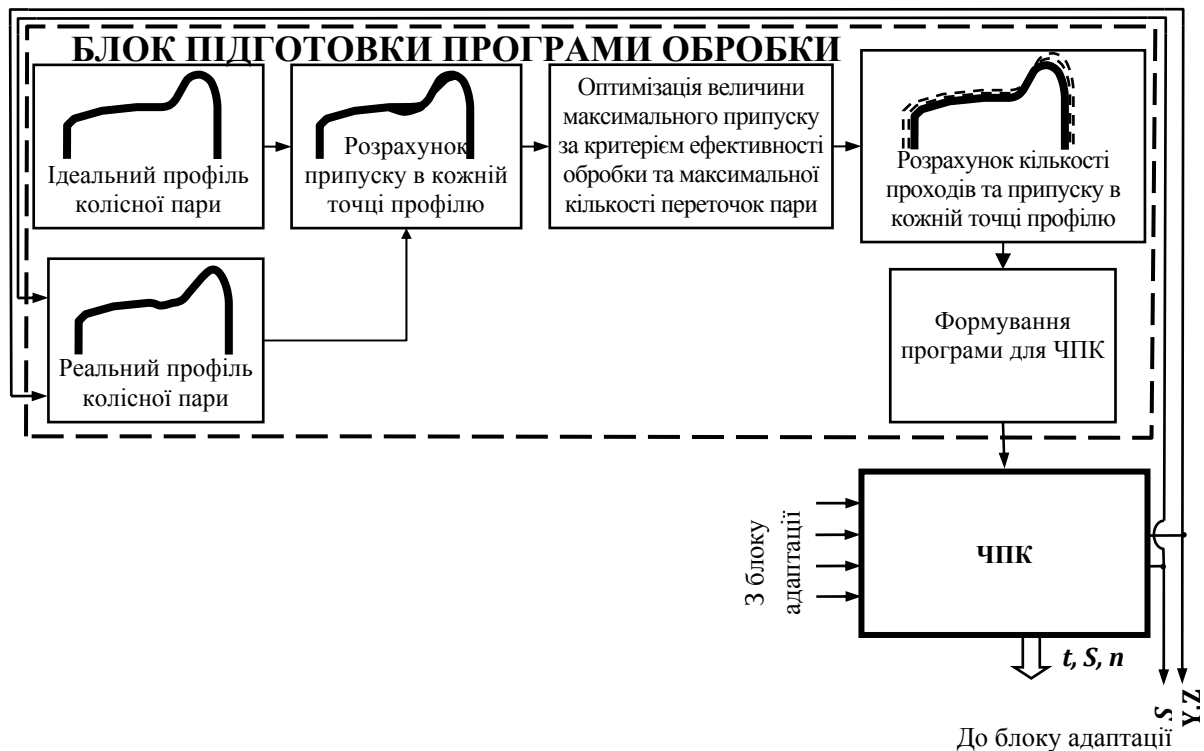


Рисунок 1 – Автоматизована підсистема визначення оптимального припуску

Автоматизована підсистема визначення оптимального припуску виконана у вигляді віртуального блоку в програмі адаптивного контролю процесом обробки, що виконується незалежно від системи керування верстатом. За роботу програми адаптивного контролю відповідає окремий блок, що представляє собою робочу станцію виконану на платформі X86.

Автоматизована підсистема визначення припуску використовує лише один допоміжний вимірювальний пристрій для визначення профілю колеса. В лабораторних випробуваннях було використано схему вимірювання профілю колісної пари (рис. 3) за допомогою контактної пристрою – електронний індикатор (модель DIGICO 12 фірми Tesa).

Система працює за таким алгоритмом:

1) Проводиться вимір профілю колісної пари у такий спосіб: на супорті встановлений контактний або безконтактний (оптичний) цифровий датчик для вимірювання відстані до точки на колісній парі який виконує поступальний рух у напрямку вісі Z, налагодження та підналагодження (на крутих ділянках профілю) вимірювальної системи відбувається за допомогою руху супорту у напрямку вісі Y. Вимірювальна система передбачає можливість підключення вимірювальних датчиків за декількома розповсюдженими інтерфейсами зв'язку (на рис.2 показаний контактний датчик, який має можливість передавати інформацію по RS232).



Рисунок 2 – Вимірювальна система виконана на основі цифрового контактної індикатора

Так як вимірювання в кожній точці профілю займають багато часу, а обробка дуже великого масиву даних представляє собою великі втрати машинного часу, було вирішено робити виміри тільки у характерних точках по профілю та у декількох точках по колу кочення.

2) Після виміру профілю та побудови функції реального профілю, за допомогою кубічної інтерполяції в точках вимірювання будується модель реального профілю колісної пари. Після цього реальна модель порівнюється з ідеальною до повної інтерференції профілів, це досягається зміною початкового діаметру колісної пари ( $D_0$ ).

Ідеальна модель була отримана наступним чином. Так як, верстат КЖ1836Ф3 було розроблено для використання у вагонних депо, то основним видом обробки є – точіння вагонних колісних пар профіль поверхні ободу яких виконаний по ГОСТ9036-88 (рис.3) [7].

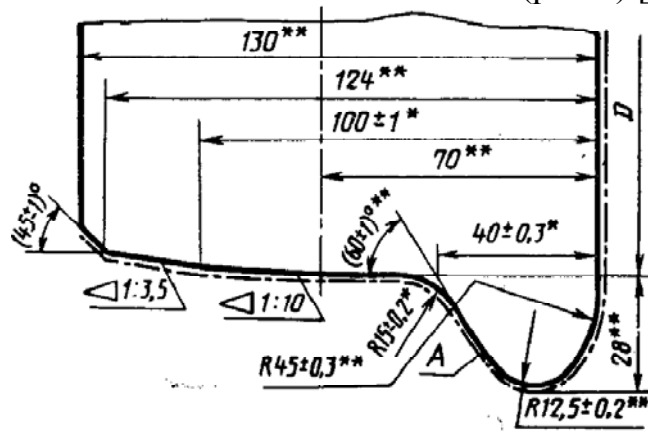


Рисунок 3 – Профіль поверхні обода колеса по ГОСТ9036-88

Розрахуємо функцію руху точки по профілю поверхні обода колеса. Для цього зробимо декілька перетворень (рис.4).

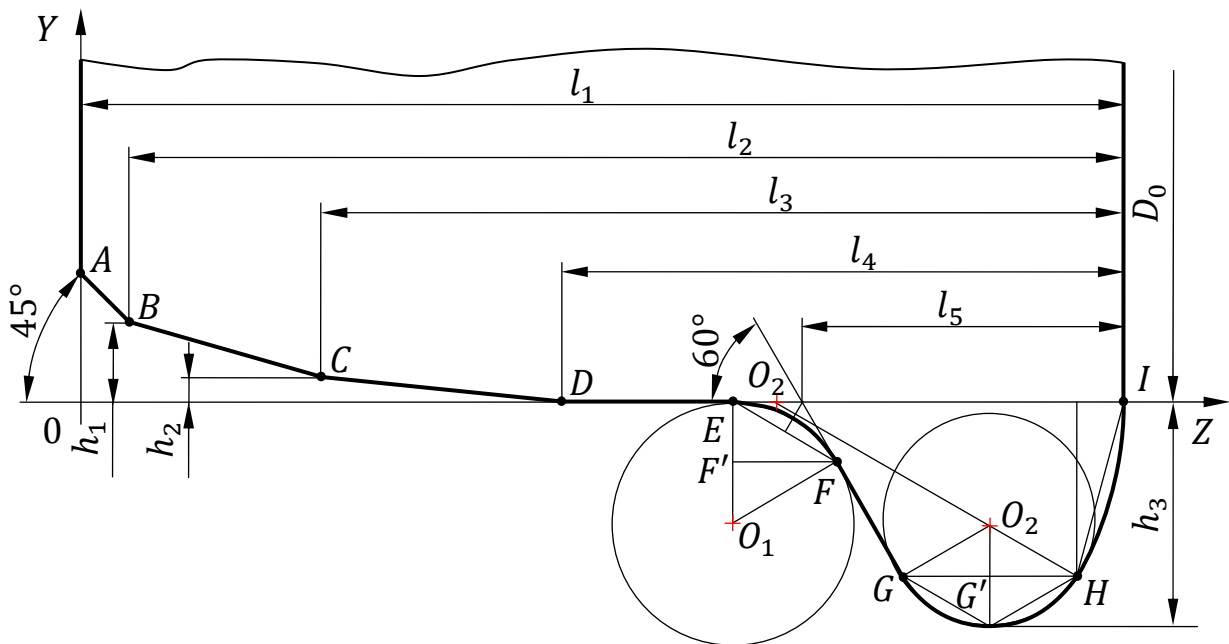


Рисунок 4 – Приведений профіль ободу колісної пари

Знайдемо координати Z у кожній точці:

$$z_A = 0; z_B = l_1 - l_2; z_C = l_1 - l_3; z_D = l_1 - l_4;$$

$$z_E = l_1 - l_5 - EE'; EE' = \frac{EF}{2 \cos \alpha/2}; z_E = l_1 - l_5 - \frac{R_1}{2 \cos \alpha/2};$$

$$z_F = l_1 - l_5 + E'F'; E'F' = EF \sin \alpha/2 = \frac{R_1 \sin \alpha/2}{2 \cos \alpha/2} = \frac{1}{2} R_1 \tan \frac{\alpha}{2};$$

$$z_F = l_1 - l_5 + \frac{1}{2}R_1 \tan \frac{\alpha}{2};$$

$$z_G = z_F + F'G'; F'G' = \left(h_3 - \frac{R_1}{2} - \frac{R_2}{2}\right)/\tan \alpha; h_3 = HH' + O'_2O''_2;$$

$$HH' = HK \cos \alpha/4; HK = 2R_3 \cos(90^\circ - \alpha/4) = 2R_3 \sin \alpha/4;$$

$$HH' = 2R_3 \sin \alpha/4 \cos \alpha/4 = R_3 \sin \alpha/2; O'_2O''_2 = R_2/2;$$

$$h_3 = R_3 \sin \alpha/2 + R_2/2; z_G = z_F + \left(R_3 \sin \alpha/2 - \frac{R_1}{2}\right)/\tan \alpha$$

$$z_G = z_F + \left(h_3 - \frac{R_1 + R_2}{2}\right)/\tan \alpha;$$

$$z_H = z_G + GH = z_G + 2GO'_2; GO'_2 = R_2 \cos \alpha/2; z_H = z_G + 2R_2 \cos \alpha/2;$$

$$z_K = l_1; Z_{O_1} = Z_E; Z_{O_2} = Z_G + R_2 \cos \alpha/2; Z_{O_3} = l_1 - R_3.$$

Знайдемо координати Y у кожній точці:

$$Y_A = R_0 - \left(\frac{l_3 - l_4}{10} + \frac{l_2 - l_3}{3,5} + (l_1 - l_2)\right); Y_B = R_0 - \left(\frac{l_3 - l_4}{10} + \frac{l_2 - l_3}{3,5}\right);$$

$$Y_C = R_0 - \frac{l_3 - l_4}{10}; Y_D = R_0; Y_E = R_0; Y_F = R_0 + \frac{R_1}{2};$$

$$Y_G = R_0 + R_3 \sin(\alpha/2) - \frac{R_2}{2}; Y_H = Y_G; Y_I = R_0;$$

$$Y_{O_1} = R_0 + R_1; Y_{O_2} = R_0 + R_3 \sin(\alpha/2) - \frac{R_2}{2}; Y_{O_3} = R_0,$$

де  $R_0$  - початковий радіус колеса,  $R_0 = D_0/2$ .

Якщо представити, що профіль колеса представлений кусочною функцією, тоді залежність  $Y(Z)$  буде мати вигляд:

$$y(z) = \begin{cases} Y_A + z, & z_A \leq z \leq z_B; \\ Y_B + \frac{z - Z_B}{3,5}, & z_B < z \leq z_C; \\ Y_C + \frac{z - Z_C}{10}, & z_C < z \leq z_D; \\ Y_D, & z_D < z \leq z_E; \\ Y_E + R_1 - \sqrt{R_1^2 - (z - Z_E)^2}, & z_E < z \leq z_F; \\ Y_E + \frac{z - Z_F}{\tan \alpha/2}, & z_F \leq z < z_G; \\ Y_{O_2} + \sqrt{R_2^2 - (z - Z_{O_2})^2}, & z_G \leq z < z_H; \\ Y_I + \sqrt{R_3^2 - (z - Z_{O_3})^2}, & z_H \leq z < z_I. \end{cases}$$

3) Проводиться аналіз, розраховується величина максимального припуску за критерієм максимальної кількості переточок та максимального знімання дефектного шару поверхні катання колеса, припуск розбивається на проходи кількості яких залежить від властивостей поверхневого шару матеріалу [5, 6], що оброблюється та максимальної продуктивності і стійкості інструменту.

### ***Висновки***

1 Було доведено, що термін служби коліс прямо залежить від раціонального зняття металу при ремонті

2 Для визначення раціонального припуску було розроблено підсистему розрахунку оптимального припуску за критерієм незмінності профілю та максимальної кількості переточок.

3 Була розроблена теоретична модель розрахунку ідеального профілю вагонної колісної пари.

### ***Література***

- 1 Ковалев В.Д., Гаков С.А. Применение адаптивных систем при обработке сложного профиля на колесных станках // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 20. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – с. 85-89.
- 2 Ковалев В.Д., Гаков С.А. Ветчинина Ю.Е. Исследование процесса обработки при ремонте колесных пар на колесотокарных станках // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 21. – Краматорськ: ДДМА, 2007. – с. 122-128.
- 3 Ковалев В.Д., Гаков С.А. Синтез адаптивных систем для комплексного управления процессом сложнопрофильной обработки // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 19. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – с. 159-164.
- 4 Марков Д. П. Типы катастрофического изнашивания, возникающие на колесно-рельсовых сталях // Вестник ВНИИЖТ. 2004. № 2. С. 30-35.
- 5 Богданов В. М. Снижение интенсивности износа гребней колес и бокового износа рельсов // Железнодорожный транспорт. 1992. № 12. С. 30-34.
- 6 Ларин Т. В., Девяткин В. П. О механизме износа железнодорожных колес / Трение и износ в машинах, сб. XI. М.: АН СССР, 1956. С. 238-263.
- 7 ГОСТ 9036-88 Колеса цельнокатанные. Конструкция и размеры



УДК 621.9

**Воронцов Б.С., Чаплинский Д.А., Витренко А.В.**

ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА СИНТЕЗА ПЕРЕДАЧ ЗАЦЕПЛЕНИЕМ**

*The role of a system of automatic synthesis in complex systems of automatic design, investigation and production of gearings have been examined. Mathematic software and program module for such systems have been offered.*

### **Введение**

В комплексных системах автоматизированного проектирования, инженерного анализа и производства зубчатых передач важное место занимает определение оптимальной геометрии рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес на первоначальной стадии проектирования.

Этот этап значительно влияет и на выбор рациональных схем формообразования, и на проектирование зубообрабатывающих инструментов, и, в конечном итоге, на эксплуатационные свойства передач.

### **Основная часть**

На рисунке 1 представлена схема комплексной системы автоматизированного проектирования, инженерного анализа и производства зубчатых передач.

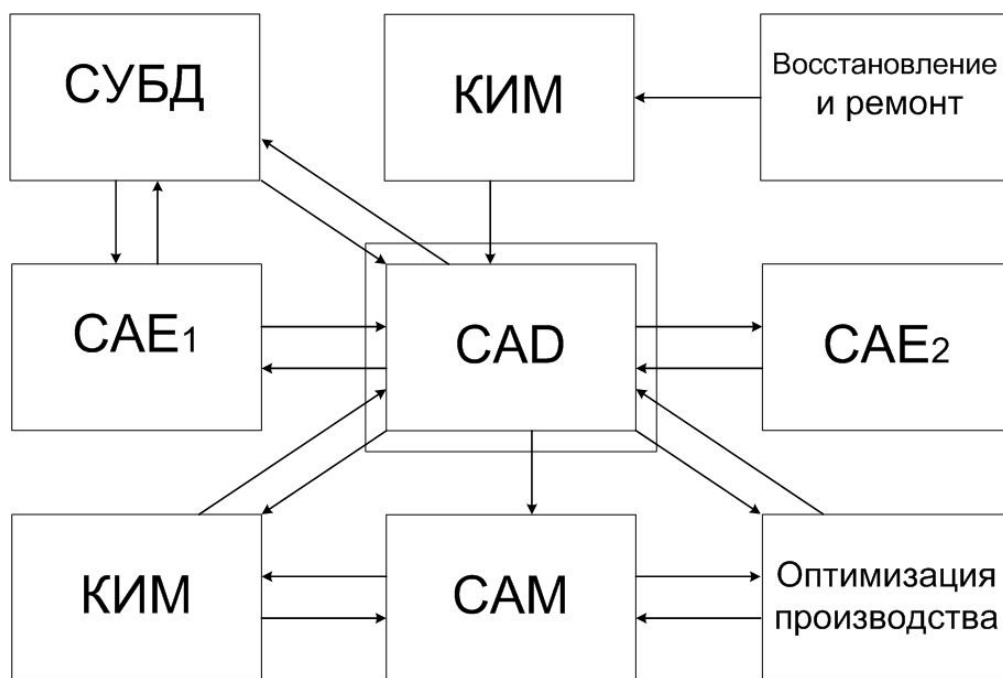


Рисунок 1 - Схема комплексной CAD/CAE/CAM системы

На схеме: CAD (Computer Aided Design) - системы конструкторского проектирования; CAE (Computer Aided Engineering) - системы расчетов и инженерного анализа; CAM (Computer Aided Manufacturing) - автоматизированные системы технологической подготовки производства; СУБД – система управления базой данных, включающих всю информацию, связанную с моделированием, конструированием и производством зубчатых передач; КИМ – координатно-измерительные машины контактного и бесконтактного действия; CAE<sub>1</sub> – автоматизированные системы синтеза и предварительного анализа зубчатых передач; CAE<sub>2</sub> – системы конечно-элементного анализа зубчатых колес, кинематического и динамического анализа передач.

Геометрия рабочих поверхностей нарезаемых зубьев зависит от исходного контура производящей поверхности реечного типа. В настоящее время исследовано и предложено несколько сотен исходных контуров для различных передач. Работы по синтезу передач с рациональной геометрией зубьев продолжаются и в настоящее время [1,2].

Однако анализ существующих систем автоматизированного проектирования зубчатых передач показывает, что при предварительном выборе геометрии используется ограниченное число исходных контуров, определяемых стандартами.

Так в системе автоматизированного проектирования GearTrax (рисунок 2), разработанной компанией Camnetics, Inc., США (<http://www.camnetics.com>), используется около десятка исходных контуров, описанных в международных стандартах различных стран (рисунок 3).

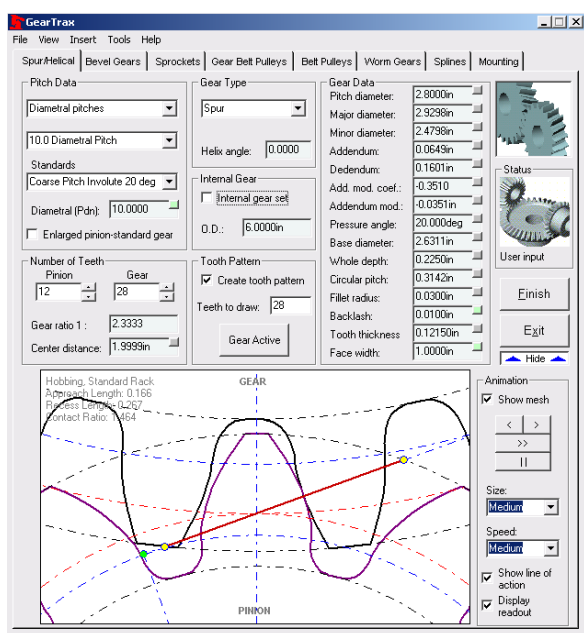


Рисунок 2 – Интерфейс системы GearTrax

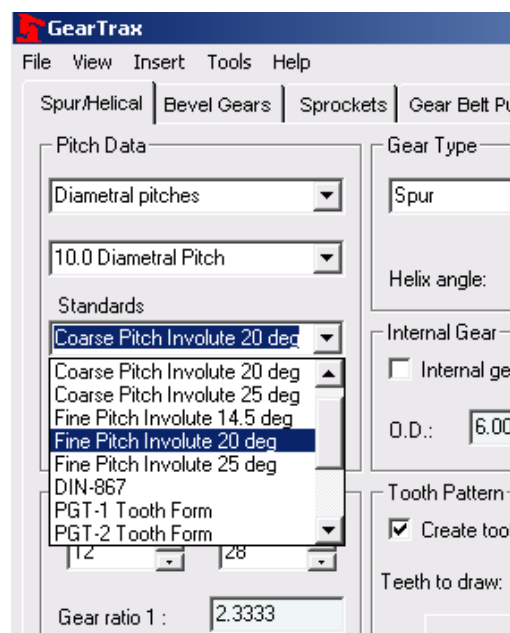


Рисунок 3 – Меню выбора исходных контуров

В CAD/CAE/CAM системе APM WinMachine, разработанной российской фирмой APM Ltd. (<http://www.apm.ru>), разработан модуль APM Trans – для проектирования передач вращения (рисунок 4).

В нем приведено всего четыре стандарта на исходные контуры производящей поверхности (рисунок 5).

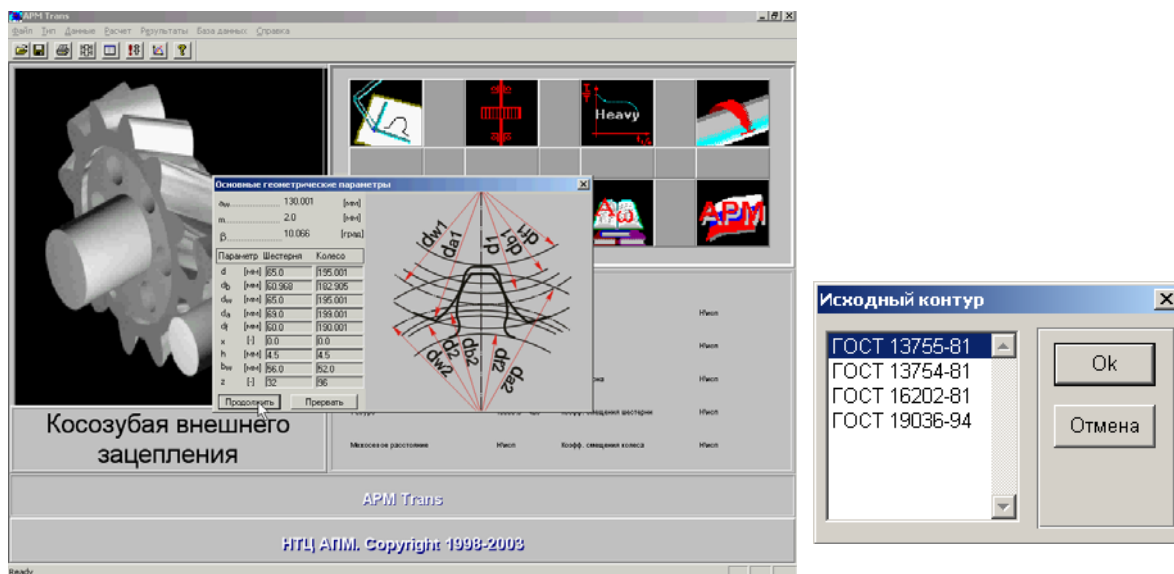


Рисунок 4 – Интерфейс модуля APM Trans

Рисунок 5 – Выбор исходного контура

Аналогичная ситуация встречается и в других системах автоматизированного проектирования. В основном рассматриваются эвольвентные передачи, рабочий участок исходного контура которых описывается прямой линией. Следует отметить, что работы по совершенствованию эвольвентных передач продолжают и в настоящее время [3,4].

Практически не используются в этих системах исходные контуры для проектирования передач с зацеплением Новикова, которые в настоящее время разработаны в большом количестве [5,6]. Не используются, так же, исходные контуры, которые не относятся ни к эвольвентным передачам, ни к передачам с зацеплением Новикова [7,8].

Поэтому, для построения системы автоматизированного синтеза передач зацеплением необходимо выбрать такое математическое описание исходного контура, с помощью которого можно было бы представить все существующие контуры, которое хорошо бы вписывалось в современные системы автоматизированного проектирования, имело бы удобное аналитическое описание с минимальным количеством управляющих параметров, позволяло бы использовать математический аппарат теорий зубчатых зацеплений и формообразования обрабатываемых поверхностей.

Наиболее подходящим для этих целей, с нашей точки зрения, являются сплайны, которыми можно аппроксимировать любую кривую. В качестве сплайновой кривой выбрана кривая Безье третьего порядка. С

помощью этой кривой можно аппроксимировать существующие исходные контуры. На рисунке 6 показан интерфейс программы, позволяющей осуществлять такую аппроксимацию. В качестве входной информации служат координаты точек первоначальной кривой, описывающей исходный контур. Эти координаты могут вводиться как в автоматическом, так и в ручном режиме.

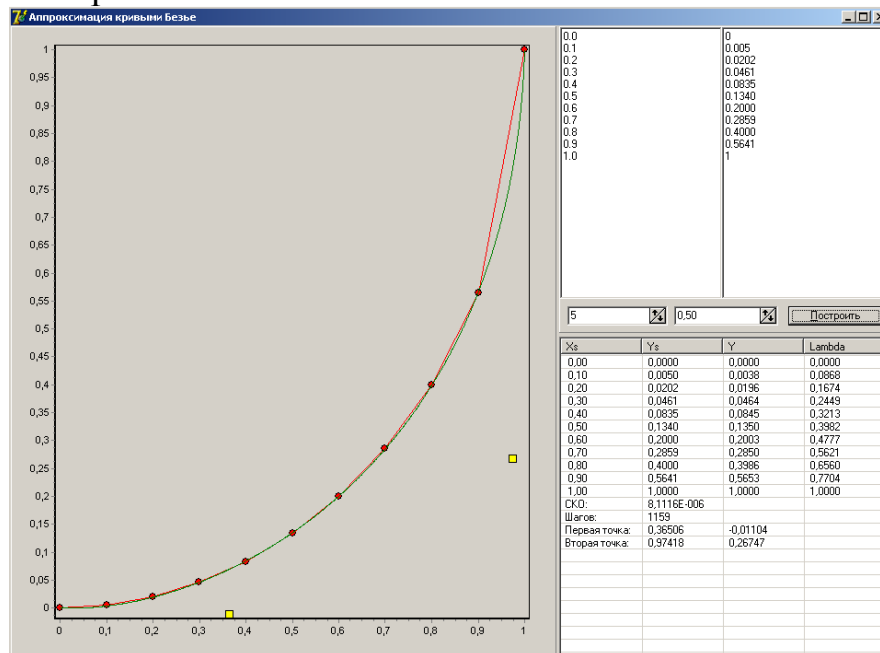


Рисунок 6 – Аппроксимация кривыми Безье

В результате решения задачи минимизации отклонений координат точек кривой, определяются координаты управляющих точек кривой Безье, которые передаются в программу автоматизированного синтеза зубчатых передач (рисунок 7).

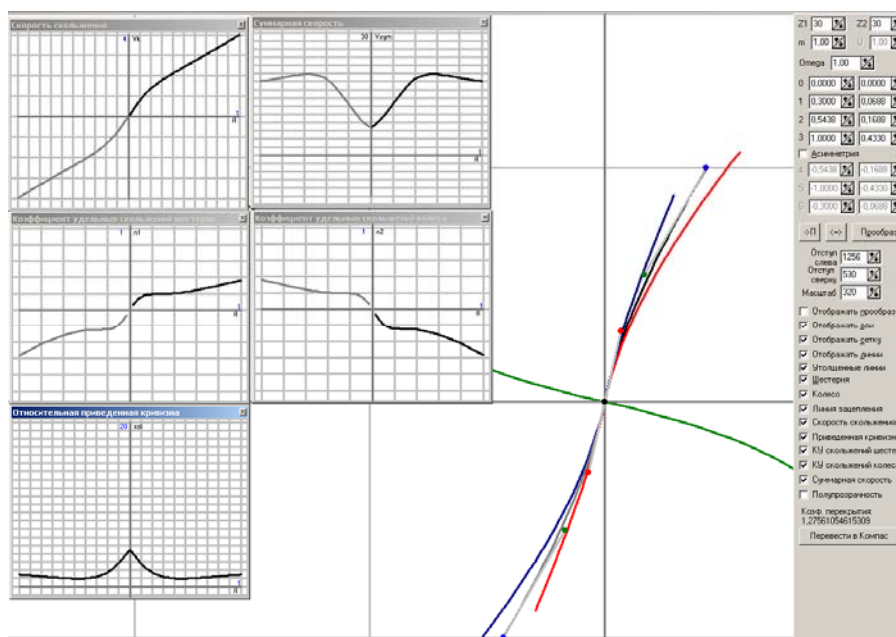


Рисунок 7 – Система автоматизированного синтеза

Программа автоматически определяет значения широко применяемых геометро-кинематических показателей, служащих для предварительной оценки эксплуатационных характеристик синтезируемой зубчатой передачи, и выводит их графики на экран монитора. Изменяя положение управляющих точек кривой Безье, описывающей исходный контур, можно одновременно анализировать характер изменения геометро-кинематических показателей. Таким образом, решается задача синтеза наиболее подходящего исходного контура и, одновременно, рассчитываются параметры кривых, описывающих профили зубьев колес передачи и линию зацепления.

### ***Выводы***

Для унификации геометрического описания исходного контура производящей поверхности предлагается использовать сплайновые кривые Безье третьего порядка, с помощью которых можно аппроксимировать существующие кривые, служащие для описания различных исходных контуров.

Разработанное программное обеспечение позволяет осуществлять аппроксимацию таблично представленных кривых, описывающих исходные контуры.

Предложенное математическое обеспечение и данные, полученные в результате унификации исходных контуров, дают возможность разрабатывать интерактивные системы многокритериального синтеза передач зацеплением.

### **Литература**

- 1 Кривошея А.В., Петасюк О.У., Мельник В.Е., Коринец А.В. Методика задания и математического описания исходных формообразующих профилей. // Сверхтвердые материалы, вып. 1 – Киев, 2004.- С. 52-65.
- 2 Павлов А.И. Современная теория зубчатых зацеплений. – Харьков: ХНАДУ, 2005. – 100 с.
- 3 Вулгаков Э.Б. Теория эвольвентных зубчатых передач. М.: Машиностроение. 1995. – 320 с.
- 4 Сухоруков Ю.Н. Модификация эвольвентных цилиндрических зубчатых колес. – К.: Техника. 1992. – 197 с.
- 5 Павленко А.В., Федякин Р.В., Чесноков В.А., Зубчатые передачи с зацеплением Новикова. – Киев. Техника, 1978. – 144 с.
- 6 Короткин В.И., Харитонов Ю.Д. Зубчатые передачи Новикова. – Ростов-на-Дону: Из-во Ростовского университета, 1991. – 208с.
- 7 Шишов В.П., Носко П.Л., Ткач П.М., Філь П.В.,. Високо навантажені циліндричні передачі з двоопукло-ввігнутими зубцями // Монографія. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2005. – 216 с.
- 8 Аникин Ю.В. Синусоидальное зацепление, основы геометро-кинематической теории. – Воронеж.: Из-во ВГУ, 1975. – 64 с.

УДК 621.9

**Бабин О.Ф., Ковалёв В.Д., Яцкив И.П., Коваленко И.С.**  
ДГМА, ОАО «КЗТС», ТСС, м. Краматорск, Украина

## **ОСОБЕННОСТИ РЕМОНТА И МОДЕРНИЗАЦИИ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ**

*In the article the features of repairing and modernization of heavy machine-tools are considered. The basic directions of heavy machine tool industry' development of Ukraine are resulted.*

Важнейшим направлением повышения эффективности производства в машиностроении является создание ремонтного производства на станкостроительных предприятиях. Интерес к бывшему в употреблении оборудованию значительно возрос за последний год. Подержанное оборудование стало пользоваться стабильным доверием. На ОАО КЗТС инженерные службы провели большую аналитическую работу по обоснованию и созданию на заводе ремонтного производства.

Выход их экономического кризиса с странах СНГ, являющимися традиционными покупателями станков ОАО КЗТС, происходит довольно медленно, и в ближайшие 5..10 лет не следует ожидать значительного увеличения спроса на новые тяжелые станки. Тем более, что к концу прошлого столетия произошло насыщение заводов тяжелого машиностроения станками, а срок службы станков ОАО КЗТС оказался значительно больше расчетного. Из выпущенных заводом более 8000 станков, около 3000 требуют капитального ремонта, в том числе из 450 тяжелых станков, поставляемых в дальнейшем зарубежье, требуют ремонта около 200 станков. Особенно много станков было поставлено в следующие страны: Китай – 128 шт., Польша – 60 шт., Болгария – 60 шт., Индия – 50 шт., Румыния – 45 шт. Большинство этих станков работают уже более 25 лет, и требуют ремонта и модернизации.

С этой целью на КЗТС разработаны стандарты предприятия: СТП 213-2007 «Система менеджмента качества. Порядок организации дефектации станков подлежащих капитальному ремонту и модернизации» и СТП 227-2007 «Система менеджмента качества. Порядок организации капитально-восстановительных ремонтов и модернизации станков».

Обычно для металлорежущего оборудования один из основных показателей качества является срок службы до потери необходимой прочности обработки. При этом, замена деталей, лимитирующих ресурс работы, сопровождается заменой еще значительно большего количества малоизношенных но сопряженных с ними деталей. В результате, до 80% деталей, заменяемых при капитальном ремонте, имеет износ до 30% допустимого, т.е. ресурс большинства заменяемых деталей используется

всього на 30%.

При капитальном ремонте необходимо осуществлять модернизацию станков с учетом условий эксплуатации и последних достижений в технике. Достаточно подробно основные направления модернизации станков приводит Пуш В.Э., а также приведено в [1,2].

Для тяжелых токарных и подобных станков выделим 2 направления модернизации:

- 1) повышение точности обработки;
- 2) повышение эксплуатационных качеств;
- 3) расширение технологических возможностей.

Повышение точности обработки обеспечивается за счет повышения жесткости узлов станка, установке коррекционных устройств и устройств, для устранения зазоров, установке опор и направляющих повышенной точности, уменьшением температурных деформаций.

Повышение эксплуатационных качеств обеспечивается за счет повышения долговечности быстроизнашивающихся деталей, введение регулирующих устройств для компенсации износа.

В последнее время большой интерес у заказчиков пользуется модернизация с целью расширения технологических возможностей, что позволяет отказаться от приобретения новых станков, подобных эксплуатируемым, но с большими параметрами по рабочему пространству или по грузоподъемности.

На кафедре «Металлорежущие станки и инструменты» ДГМА в содружестве с ОАО КЗТС и ООО «ТСС – Тяжстанкосервис», проведен комплекс работ усовершенствования основных узлов тяжелых станков, влияющих на форму образования поверхности обрабатываемых деталей:

- направляющие подач;
- шпиндельные узлы;
- конечные элементы привода подач.

Эти работы могут быть использованы при ремонте и модернизации станков за счет установки прогрессивных опорных узлов и передач с высокими точностными и динамическими характеристиками. [2]

Повышение точности обработки при ремонте и модернизации станков можно обеспечить также системами адаптивного управления точностью за счет:

- установки устройств коррекции и выборки зазора;
- управление температурными деформациями;
- регулировка жесткости узлов станка в процессе обработки;
- установкой опор с регулируемыми эксплуатационными характеристиками.

Наиболее перспективным представляется повышение точности модернизируемых станков и помощью систем адаптивного управления замкнутого типа, которые называются также, «системами управления по

результатам измерения выходного параметра». Они способны поддерживать выходную величину на заданном уровне независимо от дестабилизирующих факторов. Эффективность систем управления такого рода во многом зависит от правильности выбора управляемого параметра. В результате проведенного анализа на машиностроительных предприятиях стран СНГ были получены количественные оценки системы влияния определенных возмущающих факторов на конкретные виды погрешностей для различных тяжелых станков.

На кафедре МСИ разработали несколько вариантов следящих приводов подач с компенсацией ошибок направляющих, в которых в качестве оценочного параметра приняли погрешность направляющих, в продольном направлении, учитывающие как геометрические, так и тепловые деформации (патенты Украины 63306А, 71258А) (см.рис.1)

И, наконец, для повышения технического состояния модернизируемых станков при ремонте можно рекомендовать применение автоматических систем для управления состоянием станка, когда станок при помощи саморегулируемых систем восстанавливает утраченные функции и реагирует на внешние возмущения.

Специфика автоматизированных систем для поддержания работоспособности станков заключается в том, что они связаны не только с входными параметрами всего станка, но и с характеристиками отдельных элементов, их определяющих, а также они учитывают скорость процессов, изменяющих состояние станка, и поэтому действие систем для поддержания и восстановления его работоспособности может быть периодическим.

В качестве примера можно рассмотреть метод управления техпроцессом изготовления крупногабаритной детали вращения, основанный на текущем измерении относительных перемещений рабочих органов станка в процессе обработки. Такая система адаптивного управления точностью траектории движения подач по эталонной поверхности была разработана на кафедре МСИ и опробована совместно со специалистами ОАО КЗТС. (Патент Украины 40072А)

Еще одним путем повышения технического уровня модернизируемых станков является применение в качестве следящего привода линейных двигателей состоит в том, что их можно конструктивно комбинировать с направляющими, в том числе и с гидростатическими.

Организацией ремонтного производства в настоящее время, кроме станкостроительных заводов, занимаются специализированные предприятия, лидером которых в тяжелом станкостроении является «Тяжстанкосервис» (ТСС). ТСС накопил большой практический опыт в технологии ремонта тяжелого оборудования. особенностью технологии ремонта тяжелых станков является:

- предремонтная оценка состояния станка (диагностика состояния);



- сложность демонтажа крупногабаритных узлов и деталей у заказчика;
- сложность очистки, мойки и удаления краски из-за большой площади очистки;
- трудность обработки больших площадей плоских поверхностей;
- отсутствие современных способов восстановления изношенных и разрушенных поверхностей и т.д.

Все эти вопросы требуют дополнительные исследования, которые включаются в технико-коммерческие предложения на капитальный ремонт и модернизацию станков, выполняемых как ООО «ТСС», так и ОАО «КЗТС».

### ***Выводы***

1 Для создания высокоэффективного ремонтного производства тяжелых станков необходимо изучить спрос на ремонт и модернизацию ранее выпущенных станков и на основании анализа этого спроса разработать техническое задание на проектирование ремонтного производства.

2 Внедрить новые способы восстановления деталей, обеспечивающих восстановление максимального количества деталей, в том числе и покупных комплектующих изделий.

3 Усовершенствовать систему дефектации станка, установить величины предельных износов для различных деталей станков. Разработать технологию и оборудование для мойки и очистки деталей ремонтируемых станков.

4 Разработать технологию ремонта больших станин у заказчиков, в том числе и создание переносных станков и приспособлений для ремонта станин.

5 Разработать модульную систему со стандартными узлами и упорядочить расположение узлов в размерном ряде станков, в том числе приводов главного движения и станин различной грузоподъемности.

### ***Литература***

- 1 Ковалев В.Д., Бабин. О.Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования. Учебное пособие.– Краматорск. ДГМА, 2005. – 188 с.
- 2 Ковалев В.Д., Бабин. О.Ф., Пономарев Л.Д. Конструкции и эксплуатация тяжелых станков. Учебное пособие. – Краматорск. ДГМА, 2005. – 230 с.
- 3 Ковалев В.Д., Бабин О.Ф. Перспективы развития конструкций тяжелых станков//Оборудование и инструмент №4(79), 2006. – с. 34-37.
- 4 Ковалев В.Д. Опоры жидкостного трения в узлах тяжелых станков//Оборудование и инструмент №1(85), 2007. – с. 44-46.
- 5 Kovalev V., Vasilchenko Y., Melnik M., Gakov S., Kurelenko Y., Ponomarenko A., Trends of adaptive control of accuracy of the technological system on the basis of heavy machine-tools, 2. International Conference “ICQME 2007”, Budva, Slovakia, 2007, pp. 263-275

УДК 621.9.06-762.8

**Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Абрамова Е.Н.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **РЕГУЛИРОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СОПРЯЖЕНИЙ В МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ**

*It is developed 6 new schemes of cylindrical interfacing with mechanical regulation of clearances, using which provides increasing of accuracy of direction of details in tools, compensation of wear-out, increasing of longevity and economy.*

Металлорежущие станки относятся к одним из наиболее точных машин в машиностроении. От их точности зависит точность деталей изготавливаемых на станках, которые служат для сборки самых разнообразных машин для любых отраслей техники. Таким образом, от точности станков зависит точность других машин и соответственно их надежность, долговечность, качество работы. Точность станка во многом определяется точностью изготовления составляющих станок узлов и механизмов и сопряжений между ними. Величины сопряжений деталей и узлов в машине зависит от размеров допусков и посадок. В качестве базовых размеров являются размеры на чертежах, а точность изготовления узлов и деталей станка зависит от точности оборудования (станков) на которых изготавливается деталь, квалификации рабочего, характера сопряжений деталей в узле.

Сопряжения во взаимноподвижных деталях станков определяются зазорами между деталями, которые во время эксплуатации имеют тенденцию изменяться за счет температуры, нагрузок и увеличиваться за счет, в основном, износа. Это вызывает потерю первоначальной точности станков.

Обычно по точности станки выпускают пяти классов: Н – нормальной, П – повышенной, В – высокой, А – особо высокой и С – мастер-станки со знаменателем ряда допусков по основным показателям 1,6. Станки повышенной точности, как правило, изготавливают на базе станков нормальной точности; повышение точности достигается более точным изготовлением или подбором деталей и более тщательной сборкой. Станки высоких классов обычно имеют конструктивные отличия. Мастер-станки, предназначенные для деталей наивысшей точности: делительных и эталонных колес, измерительных винтов и т.д., изготавливают индивидуально [1].

Основные требования к сопряжениям цилиндрических деталей в станках это: обеспечение требуемой точности движения; минимальное трение и износ при движении; необходимая надежность и долговечность работы; простота изготовления, сборки, регулировки, замены,

экономичность и т.п.

Материалы сопряженных деталей обычно выполняют разнородными, если из однородного материала, то обязательно разной твердости для снижения склонности к заеданию.

Точность сопряжений регламентируется стандартами на нормы точности станков. Точность в зависимости от типа поверхности характеризуется следующими основными параметрами: для плоской поверхности – плоскостностью или прямолинейностью в заданном направлении (если нельзя проверить плоскостность); для цилиндрической поверхности – цилиндричностью и круглостью; для конической поверхности – полнотой пятна контакта. Основные нормы точности направляющих приведены в таблице 1 [1].

В данной статье рассматриваются, в основном, круглые в сечении сопряжения (цилиндрические). Их основная особенность и отличие от других форм – замкнутая цилиндрическая поверхность контакта между подвижной и относительно неподвижной деталями. По этой поверхности происходит передача усилий, трение, износ, нагрев. Изготовление, сборка и эксплуатация цилиндрических сопряжений происходит с обеспечением посадок с зазором, переходных и даже с натягом.

Таблица 1 – Основные нормы точности сопряжений

Основной размер в мм при проверке прямолинейности движения рабочих органов по направляющим – наибольшая длина перемещения	Допускаемые отклонения в мкм при классе точности станка				
	<b>Н</b> нормальной	<b>П</b> повышенной	<b>В</b> высокой	<b>А</b> особо высокой	<b>С</b> мастер- станки
125	8	5	3	2	1,2
200	10	6	4	2,5	1,6
320	12	8	5	3	2
500	16	10	6	4	2,5
800	20	12	8	5	3
1250	25	16	10	6	4
2000	32	20	12	8	5
3200	40	25	16	10	6

Цилиндрические сопряжения по сравнению с плоскими имеют достоинства: более просты в изготовлении (токарные и расточные операции); более простые способы защиты от загрязнений; замкнутая поверхность сопряжения.

К недостаткам цилиндрических сопряжений можно отнести: более низкую жесткость, прогибы под действием радиальных сил; усложненность регулировки зазоров в сопряжениях.

Главной характеристикой цилиндрических сопряжений является зазор между подвижными частями деталей. От величины зазора зависит точность относительного движения деталей, стоимость изготовления, стойкость, надежность, долговечность, как сопрягаемых узлов, так и машины или устройства в целом.

В процессе работы зазор между трущимися поверхностями цилиндрических сопряжений будет увеличиваться что, в свою очередь, снижает точность получаемых изделий.

На основе анализа данных в научно-технической литературе по цилиндрическим сопряжениям в станках можно сделать следующие выводы:

- цилиндрические сопряжения наиболее часто встречающиеся в деталях станков;
- в литературе появились сведения по разработкам устройств, которые могут обеспечивать управляемую оперативную регулировку зазоров в круглых направляющих и сопряжениях, компенсировать их износ, управлять зазором в автоматическом режиме [2].

Главной особенностью регулируемых цилиндрических сопряжений является подача регулируемого давления жидкости на уплотненную поверхность, противоположную поверхности втулки, на которой производится регулировка зазора [2].

Основным недостатком такого вида регулирования зазора в сопряжениях цилиндрических деталей является то, что в цепочку деталей, воспринимающих возникающие в процессе работы станка силы, вносится прослойка жидкости, жесткость которой приблизительно в 100 раз меньше жесткости металла. И хотя высота слоя жидкости составляет доли миллиметра, снижение жесткости может оказать влияние на снижение точности станка.

Целью данной статьи является разработка конструктивных схем механически регулируемых цилиндрических сопряжений существенно не снижающих жесткость деталей станков.

В их основе лежит принцип клиновой регулировки цилиндрических сопряжений в станках. Общим свойством их является то, что поверхность втулки, в которой размещается регулируемое сопряжение, выполняется с клиньями различной конструкции. Смещением этих клиньев в осевом направлении обеспечивается регулирование зазора в сопрягаемой цилиндрической поверхности. При этом жесткость соединений остается высокой и неизменной.

На рис. 1 показаны шесть конструктивных схем втулок с механическим (клиновым) регулированием зазора в цилиндрическом сопряжении.

Схема рис. 1а представляет простейшее клиновое уплотнение (или направляющую), состоящее из плунжера 1, клиновой втулки б, резьбовой

штулки 3 и торцевого уплотнения 7 с цилиндром 2. Штулка 3 при вращении перемещается влево или вправо вдоль оси плунжера 1, разжимая или сжимая штулку-уплотнение 6 и соответственно изменяя зазор между штулкой 6 и плунжером 1. Достоинства конструкции - простота, минимальное количество деталей; недостатки – отсутствие сбора утечек и возможность заклинивания штулок 3 и 6 между собой.

Схема рис. 1б состоит из плунжера 1, взаимно конусных штулок 6 и 8, промежуточного кольца 4, нажимной гайки 3, опертной на корпус цилиндра 2 с отверстием для сбора утечек 5. Уплотнения на штулке 4 работают при сливном давлении рабочей среды и их работоспособность максимальна. Зазор в уплотняемой щели между плунжером 1 и штулкой 6 регулируется гайкой 3. Достоинство конструкции – простота, недостаток – несамотормозящий угол клина между штулками 6 и 8, что может привести к их взаимному заклиниванию.

Схема рис. 1в состоит из: плунжера 1, клиновых колец 11, выполненных из баббита, нажимной штулки 4, гайки 3, штулки 6, фланца 9, шпилек 10, цилиндра 2 и уплотнения 7. Затяжкой шпилек 10 обеспечивается поджатие уплотнения 7, при помощи гайки 3 регулируется зазор между плунжером 1 и кольцами 11. Такое уплотнение проработало более 26000 часов при давлении минерального масла до 120 МПа, [2].

Достоинство – надежная и долговечная работоспособность, недостаток – рекомендуется к применению на плунжерах диаметром до 30 мм [2].

Уплотнение, представленное на рис. 1г, состоит из плунжера 1, кольцевой штулки-уплотнения 6, полувтулок 12, промежуточной штулки 13, нажимной гайки 3, уплотнений 13 и 14 и отверстия для сбора утечек 5. Вращением нажимной гайки 3 обеспечивается смещение наружных полувтулок 12 и за счет их клиновой связи с кольцом 6 регулируется зазор с плунжером 1. Клинья выполняются с углами около  $15^{\circ}$ , что делает их несамотормозящими и исключает взаимное заклинивание штулок 6 и полувтулок 12, облегчая сборку-разборку узла уплотнения.

Схема на рис. 1д включает плунжер 1, штулку-уплотнение 6, нажимную штулку 15, полукольца 16, шпильки 10, цилиндр 2, отверстие для слива утечек 5 и уплотнения 13 и 14. Клиновые поверхности между штулками 6 и 15 нарезаны по винтовой линии и имеют угол клина около  $15^{\circ}$ , что делает его несамотормозящими. Если вращать штулку 15, то штулка-уплотнение 6 будет смещаться влево, обеспечивая уменьшение зазора с плунжером 1, или вправо, увеличивая зазор. Уплотнения 13 удерживают утечки жидкости и позволяют их централизованный отвод; уплотнение 14 не допускает протечки жидкости в винтовой зазор между штулками 6 и 15. Достоинство конструкции – простота регулировки уплотняющего зазора между штулкой 6 и плунжером 1.

Схема на рис. 1д включает плунжер 1, штулку-уплотнение 6,

нажимную втулку 15, полукольца 16, шпильки 10, цилиндр 2, отверстие для слива утечек 5 и уплотнения 13 и 14.

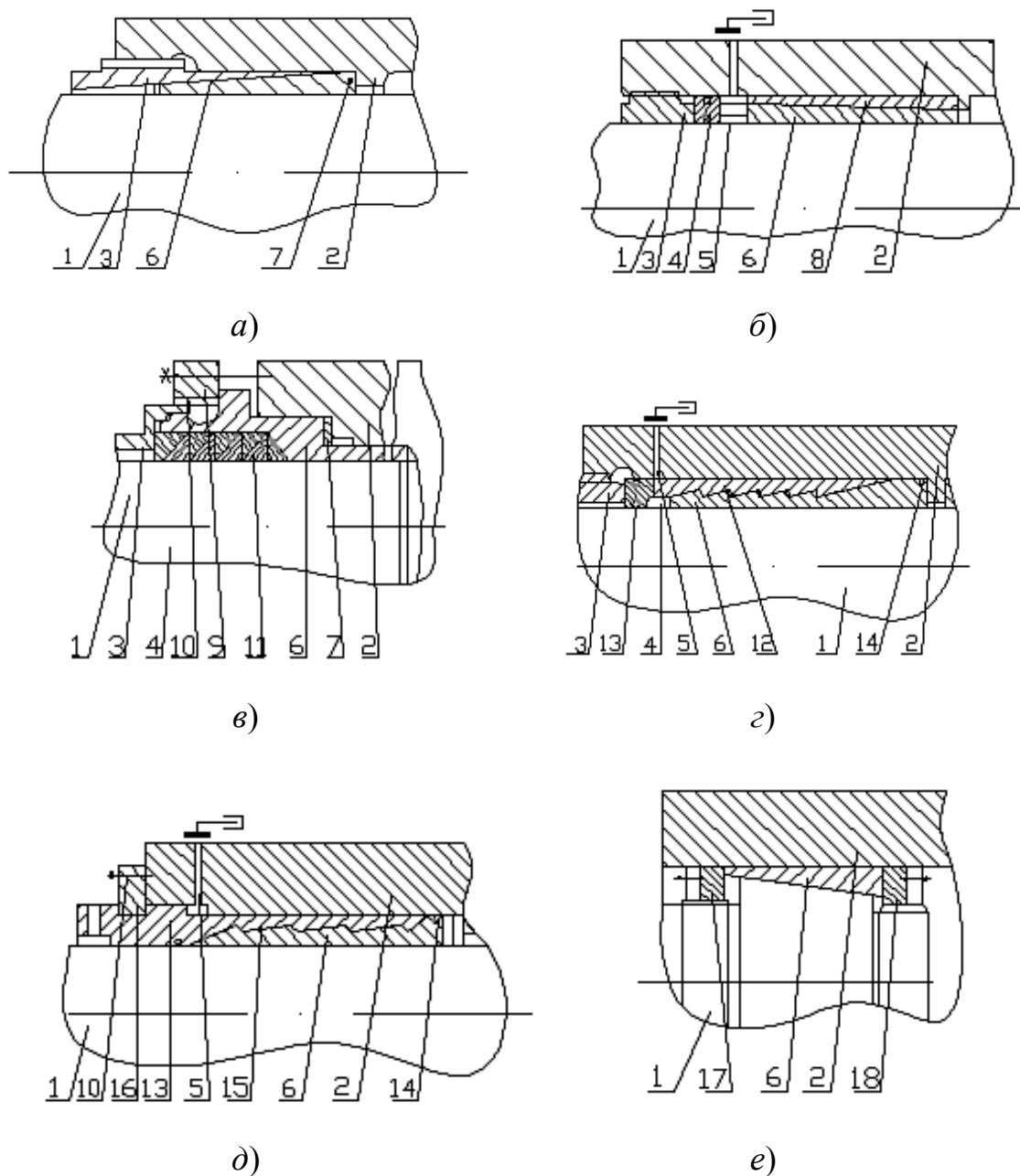


Рисунок 1 - Конструктивные схемы щелевых втулок-уплотнений с регулированием зазора в щели поджатием уплотнения клиновыми кольцами

Клиновые поверхности между втулками 6 и 15 нарезаны по винтовой линии и имеют угол клина около  $15^{\circ}$ , что делает его несамотормозящими. Если вращать втулку 15, то втулка-уплотнение 6 будет смещаться влево, обеспечивая уменьшение зазора с плунжером 1, или вправо, увеличивая зазор. Уплотнения 13 удерживают утечки жидкости и позволяют их централизованный отвод; уплотнение 14 не допускает протечки жидкости в винтовой зазор между втулками 6 и 15. Достоинство конструкции –

простота регулировки уплотняющего зазора между втулкой 6 и плунжером 1.

Схема на рис. 1е включает поршень 1, втулку-уплотнение 6, фиксирующие гайки 17 и 18 и цилиндр 2. Вращением гаек 17 и 18 можно точно подогнать наружный диаметр втулки 6 по отверстию в цилиндре 2, обеспечив при этом минимальный зазор между ними и соответственно минимальную утечку в поршневом узле. Достоинство схемы – простота конструкции, недостаток – регулировку зазора можно вести только вне цилиндра.

Общими особенностями щелевых втулок-уплотнений с регулированием зазора поджатием уплотнения клиновыми кольцами являются: сложность, практически невозможность регулирования зазора в уплотняемой щели в процессе работы цилиндров, зависимость эксплуатационных параметров уплотнений от точности изготовления его деталей, особенно клиновых пар.

### ***Выводы***

Разработаны схемы цилиндрических сопряжений станков, позволяющие регулировать зазор в наиболее ответственных деталях станка, которые влияют на его точность. Зазоры увеличиваются в процессе работы станка в основном за счет износа. Своевременная регулировка зазора, предусмотренная конструкцией цилиндрических сопряжений станка, позволяет сохранять оптимальные зазоры в трущихся парах, обеспечить сокращение его простоев на замену деталей, повысить экономичность эксплуатации станка.

### **Литература**

- 1 Детали и механизмы металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.В.Каминская, А.С. Лapidус и др.; Под ред. Д.Н. Решетова. – Т. 1. – М.: Машиностроение, 1972. – 664 с.
- 2 Роганов Л.Л. Развитие конструкций щелевых втулок-уплотнений для гидросистем прессов и станков / Л.Л.Роганов, Л.Н. Абрамова // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: Зб.наук.пр. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – С. 42-46.

УДК 551.16.19.13.13

**Короткий С.А.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ**

*A numerical and experimental research of the deformed condition of die's elements is executed in the article. It is shown, that between numerical and experimental values of deformations there is a high consistency.*

Совершенствование технологии холодной листовой штамповки деталей высокой точности связано с необходимостью учета упругих деформаций элементов штампа. Как правило, обеспечение достаточной жесткости штамповой оснастки достигается путем увеличения толщин плит штампового блока.

При проектировании штамповой оснастки используются расчетные методики, основанные на замене реальных конструкций упрощенными моделями (например, нагруженными балками). В этой связи широко известен ряд методов расчета плит штампового блока, в частности, расчет плит как балок с приложенными к ним нагрузками [1-3], 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 деформаций и напряжений нагруженных элементов штамповой оснастки, т.к. не существует инженерных методик расчета напряженно-деформированного состояния толстых плит, нагруженных вдоль контура произвольной формы. Поэтому необходимо дальнейшее развитие методов расчета элементов штамповой оснастки, воспринимающих технологическую нагрузку. Расчет реальных конструкций возможен с использованием современных расчетных систем анализа конструкций методом конечных элементов [5-7].

**Целью данной работы** является анализ напряженно-деформированного состояния нагруженных плит штампового блока и экспериментальное исследование их упругих деформаций, возникающих в процессе нагружения.

В общем случае штамповая оснастка эксплуатируется на прессах, стол которых имеет центральное отверстие. Поэтому при выполнении технологических операций возникает всесторонний изгибающий момент, опрокидывающий плиту в отверстие стола прессы, что приводит к отклонению осей направляющих колонок от вертикального положения и



существенно снижает эксплуатационные параметры штампа и точность штампуемых деталей.

Как показано в [8], наиболее существенные отклонения осей направляющих колонок от вертикального положения наблюдаются в плоскости, параллельной фронту штампа. Для количественной оценки величины отклонения осей колонок на основе использования конечно-элементного метода была разработана расчетная модель (рис. 1, а), которая включает нижнюю плиту штампового блока с установленными в ней колонками, которая опирается на жесткую плиту с центральным отверстием, моделирующую стол пресса. Нижнюю плиту штампа нагружали по периметру контура провального отверстия. Конечно-элементный расчет деформаций модели осуществлялся с учетом трения (коэффициент трения  $\mu = 0,3$ ). Полученная в результате расчета деформированная форма модели показана на рис. 1, б.

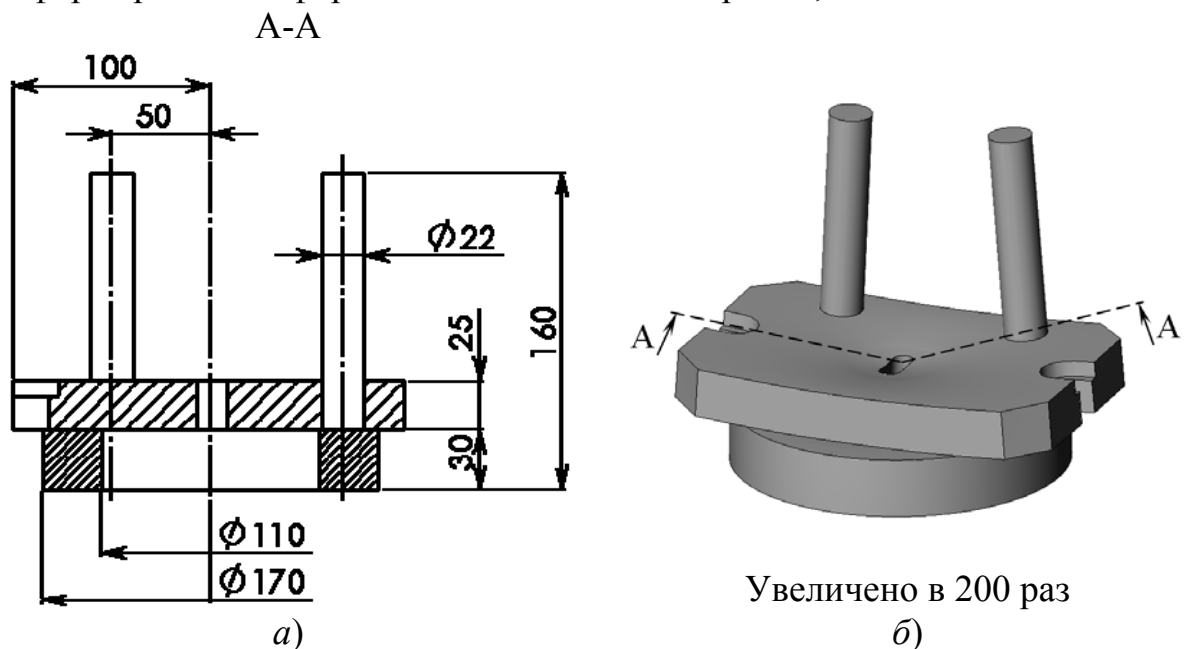


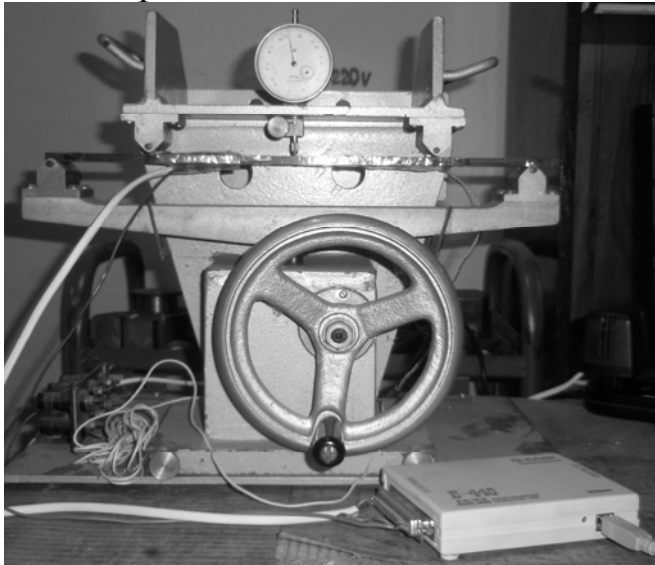
Рисунок 1 – Расчетная модель для анализа упругих деформаций нижней плиты штампового блока (а) и ее деформированная форма (б), полученная в результате расчета

С целью оценки адекватности конечно-элементной модели проводился комплекс экспериментальных исследований путем тензометрии оснастки. При проведении исследований использовали фольговые тензорезисторы ФКТК10-200С-II, которые соединялись по мостовой схеме, один полумост которой размещался на градуировочном устройстве (рис. 2, а), а второй – непосредственно на штамповой оснастке (рис. 2, б).

Градуировочное устройство представляет собой балку постоянного сечения, расположенную на двух опорах, а также устройство нагружения. Расстояние между опорами балки составляло  $l = 340$  мм, а ее толщина  $s = 6$  мм. Деформацию балки определяли по формуле [9]

$$\varepsilon = \frac{4fs}{l^2}, \quad (1)$$

где  $f$  – величина прогиба балки в средней точке, которую измеряли индикатором часового типа.



а)



б)

Рисунок 2 – Тензометрия штамповой оснастки:

а) градуировочное устройство; б) штамповая оснастка с установленным тензорезисторным преобразователем деформаций

Отклонение осей колонок штампа от вертикального положения оценивали по изменению межосевого расстояния между колонками  $\delta$ . Для измерения данного параметра на направляющие колонки штампа был установлен преобразователь перемещений, который представляет собой гибкую пластину ( $s = 0,75 \text{ мм}$ ;  $l = 100 \text{ мм}$ ), жестко связанную с колонками штампового блока и имеющую начальный прогиб ( $f_0 = 6,14 \text{ мм}$ ), на которую наклеен полумост тензометрического моста. При деформировании штамповой оснастки прогиб пластины увеличивается, что приводит к разбалансированию тензометрического моста. По величине разбалансировки с использованием тарировочных зависимостей, полученных с помощью градуировочного устройства, можно определить величину изменения межосевого расстояния направляющих колонок. Напряжение с измерительной диагонали тензометрического моста снимали аналогово-цифровым преобразователем E-440 производства фирмы L-Card (см. рис. 2, а) и обрабатывали с помощью персонального компьютера.

В работе [8] была предложена устанавливаемая на стол пресса подштамповая плита, которая позволяет изменить схему нагружения и локально повысить жесткость нижней плиты штампового блока. Поэтому при проведении экспериментальных исследований упругих деформаций нижней плиты под действием технологической нагрузки рассматривались следующие варианты установки плиты:

- непосредственно на плиту с центральным отверстием (см. рис. 1);
- на дополнительные опоры, которые представляют собой две балки постоянного поперечного сечения (16 x 16), которые устанавливаются на плиту с центральным отверстием перпендикулярно фронту штампа симметрично относительно оси отверстия на расстоянии  $h = 40 \text{ мм}$  друг от друга (для извлечения вырубленной детали).

Результаты, полученные путем конечно-элементного моделирования и в результате экспериментального исследования деформированного состояния нагруженных элементов штамповой оснастки, приведены на рис. 3.

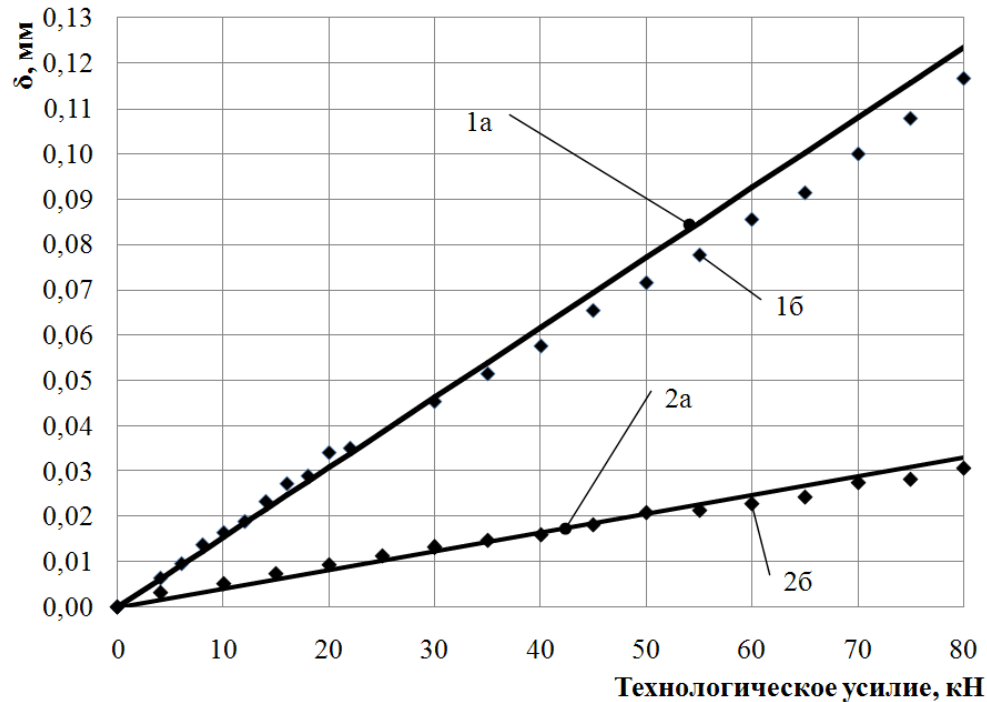


Рисунок 3 – Расчетные (а) и экспериментальные (б) значения изменения межосевого расстояния направляющих колонок в зависимости от величины технологической нагрузки: 1 – без дополнительных опор; 2 – с дополнительными опорами

Сравнительный анализ полученных данных показал, что относительная погрешность вычислений величины изменения межосевого расстояния направляющих колонок не превышают 10%. Кроме того, из рис. 3 видно, что при установке нижней плиты штампа на дополнительные опоры значение изменения межосевого расстояния направляющих колонок существенно уменьшается (до 3,8 раз при усилении  $P = 80 \text{ кН}$ ).

### Выводы

1 Разработана конечно-элементная модель штамповой оснастки, которая на основе использования современных средств численного моделирования позволяет выполнить анализ деформированного состояния конструктивных элементов штампа с учетом реальных условий его функционирования.

2 Разработана методика экспериментального определения параметров деформированного состояния оснастки под действием технологической нагрузки на основе использования методов тензометрии, реализация которой позволила установить реальные значения деформаций конструктивных элементов штампового блока и оценить адекватность используемых численных моделей.

3 Сравнительный анализ численных и экспериментальных значений величины отклонения осей направляющих колонок штампового блока от вертикального положения показал, что относительная погрешность численного решения не превышает 10%, что подтверждает достаточную степень адекватности используемых конечно-элементных моделей.

4 Проведенный комплекс экспериментальных исследований упругих деформаций нижней плиты штамповой оснастки под действием технологической нагрузки показал, что использование дополнительной подштамповой плиты в виде двух балок, приводит к существенному снижению упругих деформаций элементов штамповой оснастки. В данном случае изменение межосевого расстояния направляющих колонок штампа снизилось в 3,8 раза, что обеспечивает повышение точности штампуемых деталей и стойкости штамповой оснастки.

#### 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 Алямовский А.А. SolidWorks/COSMOSWorks. Инженерный анализ методом конечных элементов. – М.: ДМК Пресс, 2004. – 432 с.
- 6 SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике / А.А. Алямовский, А.А. Собачкин, Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев. – СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 800 с.
- 7 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.
- 8 Тарасов А.Ф., Короткий С.А. Влияние конструкции штампа на деформацию элементов штампового блока и рабочего инструмента штампа. // Кузнечно-штамповочное производство, №2, 2006. – С. 34-37.
- 9 Тензометрия в машиностроении. Справочное пособие. / Под ред. Р.А. Макарова. – М.: Машиностроение, 1975. – 288 с.

УДК 621.9-114.519

**Кроль О.С., Кроль А.А.**  
ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ПРОГНОЗНЫХ ПРОЦЕДУР В ЗАДАЧАХ ВЫБОРА ОПОР ШПИДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ**

*The questions of prognosis procedures building in the contour of rational choice, providing the parallel constructing of chart basic elements are considered.*

При создании программно-управляемых металлорежущих станков (МС) возникает проблемная ситуация, связанная с использованием методологии и, особенно, инструментария системного анализа в задачах их проектирования. Тезис о необходимости перехода от расчета конструкций, функциональных схем и выпуска чертежей к программированию жизненных циклов целого поколения новой техники и определение последствий [1] не нашел еще конструктивной реализации в процессах проектирования МС.

Использование системного анализа в процедурах проектирования в свою очередь связано с проблемой многовариантности и выделения рациональных проектных решений, которая эффективно не разрешена ввиду отсутствия четких рекомендаций по оценке качества генерируемых проектных альтернатив на каждом этапе и выделению “пороговых” значений по которым формируется подмножество рациональных вариантов. Существуют проблемы типа “замкнутой цепи” в самом механизме проектирования [2]:

- а) отбор и выделение существенных предпочтений при выборе проектного варианта;
- б) определение той информации, которая нужна в задаче выбора предпочтений;
- в) выделение тех свойств проектных альтернатив, на основе которых выделяется информация для выбора предпочтений.

Четких рекомендаций по разрешению такого рода замкнутых циклов в практическом конструировании МС не предлагается [3], что приводит к появлению процедур типа “проб и ошибок”, бессистемного пошагового улучшения базового варианта и т.п.

Современные системы проектирования МС должны обладать готовностью к перманентной смене объектов проектирования (МС) и способностью к адекватному развитию функциональных компонентов и инструментария системы в целом. Обеспечить такое развитие возможно при условии наличия своевременной, опережающей системы слежения за тенденциями и прогнозирования исследуемых объектов. Ни крупные станкостроительные предприятия, ни отраслевые проектные институты не

имеют и не используют такие системы прогнозирования.

Для успешного внедрения систем научно-технического прогнозирования в контуре системы проектирования МС необходим отработанный инструментарий прогностики, обеспечивающий процедуры построения структурных моделей типа "дерево целей", выбора класса и конкретного метода прогнозирования, генерации прогнозных данных и верификации полученных результатов. В настоящее время можно констатировать факт отсутствия такого инструментария, а спонтанные попытки использования экспертных и патентных данных не дают желательного эффекта.

Прогнозный характер проектных процедур, который отражается в необходимости использования наиболее передовых (авангардных) технических решений, отражен в ряде работ в области станкостроения [4, 5]. Условно можно выделить три направления, связанные с использованием трех видов информации - статистической, экспертной и патентной.

Вместе с тем задача встраивания инструментария прогностики в контур процедур системного проектирования станков является актуальной [6].

В данной работе используется аппарат рационального выбора в задачах проектирования опор шпиндельных узлов, который дополняется алгоритмом встраивания прогнозных данных (инструментарий рационального выбора МС как технических систем (ТС) представлен на рис.1).

Процесс выбора проектных альтернатив (вариантов МС) не сводится к оценке и сравнению имеющихся вариантов, а состоит в одновременном (параллельном) конструировании двух вышеприведенных компонентов. А разрешение противоречия: "предпочтения - свойства альтернатив" практически будет связано с вводом нового аспекта - представления о действиях, т.е. с представлениями о том, для чего именно мы отбираем ту или иную альтернативу, как собираемся ее использовать. Этот аспект связан с так называемыми процедуральными знаниями [2].

Рассмотрим сценарий построения процедуральной модели. Он начинается с анализа проектной ситуации прогнозного типа и выбор критерия эффективности как компонента системы предпочтений. Параллелизм схемы рационального выбора состоит в том, что принятие того или иного критерия зависит от данных декларативной модели, отражающей полное описание конструкции МС и рабочих процессов, включая, операторы синтеза комплексных проектных решений.

Так необходимость увеличения точности обработки изделий приводит к необходимости повышения рабочих скоростей, в том числе выхода на частоты вращения  $n = 6000 - 8000$  об/мин. Повышение рабочих режимов приводит к изменению основных базовых вариантов, представленных в декларативной модели.

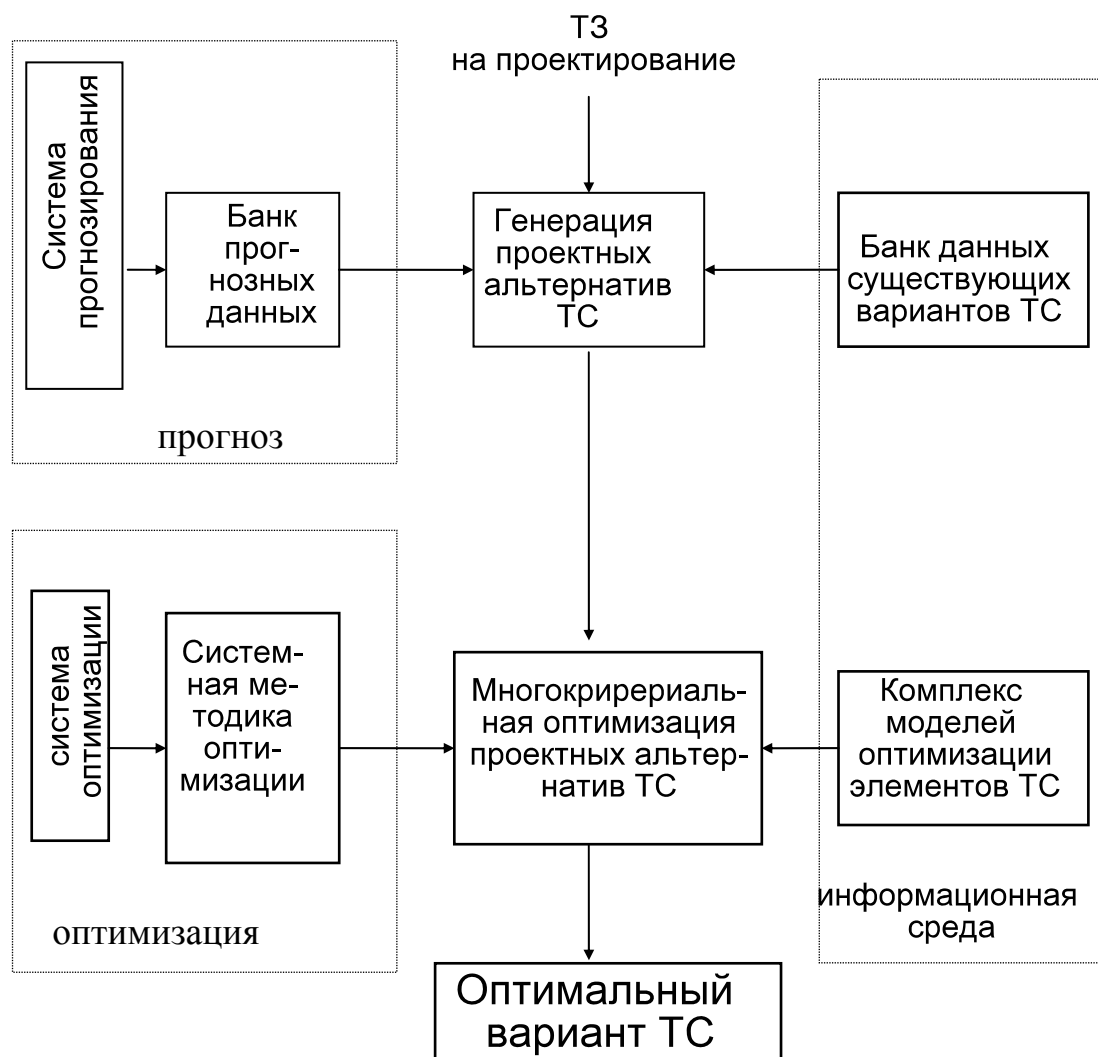


Рисунок 1 – Инструментарий рационального выбора варианта МС (ТС)

Первым компонентом процедуральной модели является схема соединения подшипников в опоре. Для высокоскоростных станков (на примере фрезерно-сверлильно-расточного станка модели СФ68) применяются конструкции ШУ, в которых осевые нагрузки воспринимает передняя опора, при этом задняя является плавающей.

Передняя опора монтируется на сдвоенных подшипниках с наклонным контактом  $\alpha = 26^\circ$ , серии 46000, 2 класса точности по ISO, дуплексированные лицевыми сторонами (DX) с предварительным средним натягом в виде прокладочных втулок величиной 630 Н и монтируемых по способу DD; Основные характеристики подшипников : номинальная долговечность  $C_1 = 117$  млн.об. (при динамической грузоподъемности  $P_1 = 39400$  Н); осевая жесткость  $j_a = 4,1 \cdot 10^5$  Н/мм и радиальная  $j_r = 8,76 \cdot 10^5$  Н/мм;

– задняя опора: сдвоенный подшипник 4 класса точности той же серии с легким предварительным натягом величиной 340 Н с таким же способом монтажа. Основные характеристики: номинальная долговечность  $C_2 = 5754$  млн.об. ( $P_2 = 37200$  Н) ; осевая и радиальная жесткость  $j_a = 3,4 \cdot 10^5$  Н/мм;

$$j_r = 7,14 \cdot 10^5 \text{ Н/мм.}$$

Перспективним для этого варианта является дуплексирование по способу тандем, который предполагает подбор одинаковых подшипников и использование более низких предварительных натягов. Последнее дает возможность увеличения максимальных скоростей при аналогичных нагрузках.

В общем случае величина осевого прогиба  $\delta_{aT}$  для тандема уменьшается более чем на треть :  $\delta_{aT} = \delta_{a0} \cdot w$ ,

где  $\delta_{a0}$  - осевой прогиб отдельного подшипника, мм;  $w$  - коэффициент, зависящий от числа подшипников  $i$  в опоре; для  $i=2 \rightarrow w=0,63$ .

Таким образом, осевой прогиб  $\delta_{aT} = 9,4 \cdot 0,63 = 5,9$  мкм. Такой осевой прогиб соответствует определенной величине силы предварительного натяга  $F_{nm}$

$$F_{aT} = 10 \cdot \frac{\delta_{aT}^{2/3} \cdot z \cdot d_m^{1/2} \cdot \sin^{5/2} \alpha}{2^{2/3}} = 460 \text{ Н.}$$

В этом случае осевая жесткость  $j_{am}$  симметричной опоры ( $i_1=1; i_2=1$ ) будет равна

$$j_{aT} = 3 \cdot C^{2/3} \cdot F_{nm}^{1/3} = 2,35 \cdot 10^5 \text{ Н/мм.}$$

Общая осевая деформация  $\Delta_T$  (натяг) опоры 1 и опоры 2 будет равна

$$\Delta_T = (F_{nm} / C)^{2/3} (1/i_1^{2/3} + 1/i_2^{2/3}) = 0,0118 \text{ мм.}$$

Для симметричной опоры по схеме тандем с одинарными подшипниками достигаемая осевая жесткость на 10% выше, чем по схеме ДХ, однако не входит в рекомендуемые значения  $j = 2,5 \dots 5,0 \cdot 10^5$  Н/мм.

Для варианта опор на сдвоенных подшипниках, дуплексирование по схеме тандем дает :

$$j_{aT} = i/8 C^{2/3} \cdot F_n^{1/3} = 3,75 \cdot 10^5 \text{ Н/мм; } \Delta_T = 0,0074 \text{ мм.}$$

Эти значения характеристик жесткости входят в интервал рекомендуемых.

Так как величина быстроходности  $dn_{max}$  для изменяемого варианта возрастает до значений  $dn_{max} = 455000 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-1}$ , то схема не может быть реализована с консистентной смазкой. Для таких скоростей ( $4,2 \div 6 \cdot 10^5 \text{ мм} \cdot \text{мин}^{-1}$ ) целесообразно использование способа натуральной (естественной) циркуляции с маловязкими маслами величина которых составляет:  $\nu = 12 \div 23 \text{ сСт}$  (сантистокс), или в системе СИ  $\nu = (12 \div 23) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ .

Выбор циркуляционной смазки, предполагает и проработку системы охлаждения (естественной или искусственной) общего или автономного типа. Для дорогостоящей системы искусственного охлаждения может осуществляться терморегулирование. Необходимо также внести конструктивные изменения в корпусе подшипника:

– сливные отверстия, нижний край которого расположен на уровне



центра нижнього тела качения в подшипнике;

- масленки, масломерные стекла или поплавковые маслоуказатели для контроля за уровнем масла;

- специальные полости как для создания необходимого запаса масла в корпусе, так и полости для скапливания грязи, а следовательно и отверстия для выпуска отработавшего масла;

- каналы, предназначенные для циркуляции масла в корпусе;

- фетровые пробки, обеспечивающие фильтрацию масла.

Быстроходные ШУ работают исключительно с бесконтактными уплотнениями. Наличие жидкой смазки с циркуляцией предопределяет ряд требований к уплотнениям:

- симметричность, исключая насосный эффект и вынос частиц масла из шпиндельного узла ;

- точное центрирование относительно поверхности вращения и, как следствие, обеспечение радиального зазора 0,2-0,3 мм (в случае крепления на резьбе следует предусматривать направляющие цилиндрические пояски);

- продувка воздухом через уплотнения;

- наличие маслосборников и каналов для отвода утечек смазки;

- усиление внешним защитным кольцом в случае интенсивного внешнего загрязнения;

- использование маслоотражателей и маслоотбойной резьбы (неглубокие кольцевые проточки с треугольным профилем) при загрязненных условиях.

Конструирование системы смазки и охлаждения наряду с анализом прототипов связано с проработкой патентной информации, которая в основном сосредоточена в классах В23Q МКИ и их подрубриках:

- В23Q1/00(9/00) - основные узлы станков;

- В23Q11/00(13/00;27/00) - вспомогательное оборудование, защитные или предохранительные устройства;

- В23Q11/12 - устройство для охлаждения и смазки деталей станка;

- В23Q11/14 - средство для поддержания постоянной температуры.

Анализ патентного фонда дает возможность отобрать несколько вариантов конструкций охлаждения:

- 1 Специальное устройство, охватывающее теплоизлучающие элементы (3.N2-5545 от 02.02.90г., Япония);

- 2 С помощью хладагента, расход которого регулируется клапанами , управляемыми измерительными сигналами (3.N0348715 от 01.03.90г., Франция);

- 3 В виде стакана с кольцеобразной полый камерой, заполненной жидкостью, обеспечивающего замкнутый цикл охлаждения: пар-конденсат (3.N3-4343 от 22.01.91г., Япония);

- 4 Устройство, дозирующее расход охлаждающей среды с помощью клапана гидропривода в зависимости от фактической скорости резания

(П.Н2-78975, от 11.07.90, ДД).

Таким образом, процедуральная модель данной проектной задачи включает ряд изменяемых элементов опор ШУ, которые обеспечивают достижение определенной цели совершенствования.

Последовательность принятия решений представляется как итерационная процедура на каждом этапе которой производится :

1 Отбор основных альтернатив на основе взаимодействия объектов: “декларативная модель - система приоритетов”.

2 Изменение (и дополнение) прогнозными данными исходных вариантов путем использования конструктивных элементов процедуральной модели:



3 Выбор рационального варианта проектируемой конструкции с использованием методов оптимизации.

Используя вышеприведенный сценарий можно предложить конструкцию ШУ на двух симметричных опорах, каждая из которых представляет сдвоенные подшипники качения по схеме тандем с величиной предварительного натяга  $F_{HT} = 460$  Н. Характеристики жесткости опор принимают следующие значения: осевой прогиб  $\delta_{aT} = 5,9$  мкм; осевая деформация  $\Delta_m = 0,0074$  мкм; осевая жесткость  $j_{aT} = 3,75 \cdot 10^5$  Н/мм. Быстроходность этого варианта ШУ составляет  $4,55 \cdot 10^3$  мм·мин<sup>-1</sup>; смазка циркуляционная; масло маловязкое  $\nu = 12 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с; уплотнение бесконтактное лабиринтного типа с маслоотражателем; охлаждение с помощью хладагента, расход которого регулируется клапанами (З.Н0348715 от 1.03.90г., Франция).

## Литература

- 1 Жук К.Д. , Кроль О.С. , Тимченко А.А. Прогностический анализ объектов новой техники и технологии в задачах системного проектирования . - Киев . - 1984. - 27 с. - (Препринт / АН УССР , Институт кибернетики ; 84-54).
- 2 Емельянов С.В., Напельбаум Э.Л. Системы, целенаправленность, рефлексия // Системные исследования. Методологические проблемы. Ежегодник 1981. – М.: Наука, 1981.- с. 7-38.
- 3 Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник – учебник. В 3-х т. Т2. Ч.1. Расчет и конструирование узлов и элементов станков/ Под общ. Ред. А.С. Проникова. – М.: Издательство МГТУ им. Баумана: Машиностроение, 1995. – 371 с.
- 4 Давыдов И.И., Соколов В.В. Проектирование компоновок металлорежущих станков на основе экспертных знаний// Известия вузов. Машиностроение. – 1991. - №10. – с.134-138.
- 5 Колосов В.Г. Российская инженеринговая сеть технических нововведений// Вестник машиностроения. -1995. – №5. – с.37-45.
- 6 Кроль О.С. Инструментальные средства рационального выбора технологических систем механообработки // Вестник НТУ Украины „Киевск. Политехн. Ин-та. Машиностроение. Вып.32, 1997. – с. 157-161.з

УДК 621.867

**Ляшук О.Л., Колесник О.А.**

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

## **КЛАСИФІКАЦІЯ ПІДНІМАЛЬНО-ТРАНСПОРТНИХ ЛЕБІДОК ЗА КОНСТРУКТИВНИМИ І ТЕХНОЛОГІЧНИМИ ОЗНАКАМИ**

*The classification of lift-transport winches on the structural features, technological and experimental signs is based. The analytical dependences for power structural parameters determination of winches are resulted. The description of constructions and principle of lift-transport winches work at the multifunctional setting is resulted. The structural features of lever, reversible, multispeied, hauling, lifting with a differential and other winches are exposed.*

### ***Постановка проблеми***

Лебідки набули найширшого поширення практично у всіх галузях будівельного комплексу. Лебідки відмінно справляються з підйомом, опусканням і підтяганням вантажів, їх активно застосовують як самостійно діючі механізми при виконанні різних монтажних і навантажувально-розвантажувальних робіт. Крім того, лебідки є складовою частиною механізму підйому вантажів. Разом з тим їх можна використовувати і в системах зміни стріли крана, як тягові механізми для установок, кранів, і інших піднімально-транспортних машин. Піднімально-транспортні лебідки (ПТЛ) широко використовують в землеробстві при вирощуванні хмелю, винограду, а також натягу ліній електро та радіопередач, прокладання різних типів проводів, трубопроводів в земельних і підводні траншеї та інше.

### ***Аналіз останніх досліджень***

Питанням теорії та практики визначення конструктивних та енергосилових параметрів присвячено багато робіт [1, 2, 3], але відповідно до конструктивного виконання і технологічного призначення методика розрахунку та вибору основних конструктивно-силових параметрів кожної із конструкцій має свої характерні особливості і потребують подальшого дослідження.

### ***Мета дослідження***

Метою даної роботи є розробка класифікації піднімально-транспортних лебідок за конструктивними і технологічними параметрами і виведення аналітичних залежностей для їх визначення.

Робота виконувалася в рамках постанови Кабінету Міністрів України про пріоритетні напрямки розвитку науки і техніки “Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та

агропромислового комплексу” на 2004-2008 роки.

### ***Результати дослідження***

Лебідки класифікуються за різними ознаками:

За конструктивним виконанням:	По типу приводу:
– однобарабанні	– з ручним приводом
– багатобарабанні	– з електроприводом
– одношвидкісні	– з гідроприводом
– багатшвидкісні	– з приводом від двигуна внутрішнього згорання

Крім цього лебідки класифікуються за технологічними ознаками піднімання вантажів, натягування канатів, переміщення вантажів, буксирування транспортних засобів та інше.

Залежно від типу зв'язку між окремими елементами:- з жорстким зв'язком,

– з фрикційним зв'язком між барабанним і приводним механізмом (фрикційні лебідки)

– з фрикційним зв'язком між канатом і барабаном (лебідки шпильасті і з канатоведучими шківками). Фрикційні лебідки в даний час застосовують тільки в кранах з груповим приводом механізмів від одного двигуна. У будівництві найширше використовуються лебідки з жорстким зв'язком - зубчатими передачами між їх елементами - двигуном, гальмом, барабаном.

### ***Лебідки з ручним приводом***

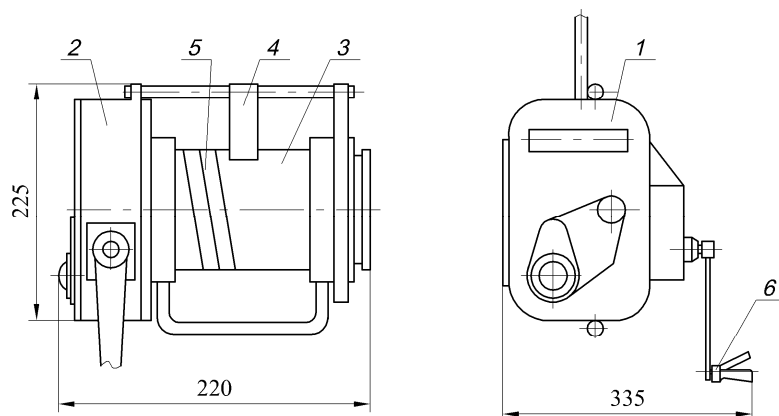
Лебідки з ручним приводом застосовують в основному як допоміжне устаткування, коли здійснюється вертикальне, горизонтальне або похиле переміщення вантажів під час монтажних навантажувально-розвантажувальних робіт. Вони можуть бути однобарабанними або важелями (без барабана).

У корпусі барабанної лебідки (рис.1), що складається з двох бокових, сполучених стяжними болтами, вмонтовуються вали, на яких розташовані гладкий вантажний барабан, передавальний механізм (зубчаті колеса) і вантажопідйомне автоматичне гальмо. Підйом і опускання вантажу проводяться обертанням вручну однієї або двох рукояток, насаджених на привідний вал. Для прискореного підйому легких вантажів ручні лебідки виконують двошвидкісними, де зміна швидкості підйому проводиться переміщенням уздовж осі приводного валу блоку шестерень. Лебідки виконуються в підлоговому і настінному варіантах. Сферою використання ручних важелів лебідок (рис. 2) є переміщення вантажів при монтажних і демонтажних роботах, в складських приміщеннях, для буксирування автомобілів. Дані механізми характеризує висока надійність і простота в експлуатації, можливість роботи в будь-якому просторовому положенні,

невеликі габарити і маса, повна автономність і універсальність. Потужність, яку розвиває лебідка при натягуванні каната визначається за формулою [4]:

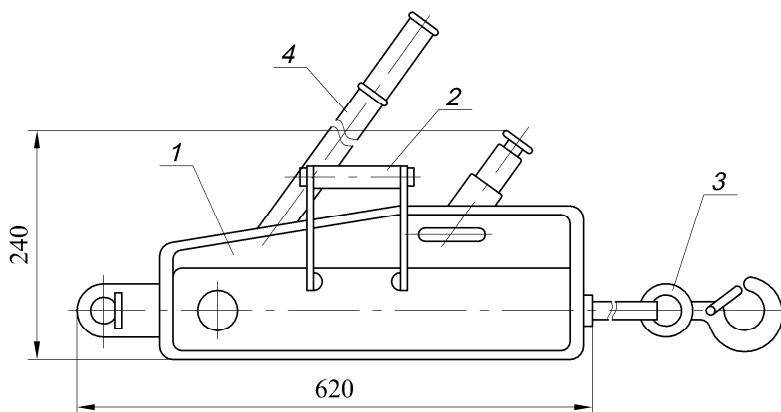
$$N = \frac{P \cdot V \cdot k}{\eta_{\varepsilon}}, \quad (1)$$

де  $P$  - зусилля на канаті, Н;  $V$  - швидкість переміщення вантажу, м/с;  $\eta_{\varepsilon}$  - сумарний КПД (0,5.....0,8);  $k$  - коефіцієнт роботи від 1 до 5 (1 - робота без перевантаження; 5 - робота з значним перевантаженням на довгий час)



- |             |                   |
|-------------|-------------------|
| 1. Корпус   | 4. Канатоукладчик |
| 2. Редуктор | 5. Канат          |
| 3. Барабан  | 6. Рукоятка       |

Рисунок 1 – Барабана лебідка з ручним приводом



- |                     |                  |
|---------------------|------------------|
| 1. Тяговий механізм | 3. Канат з гаком |
| 2. Ручка            | 4. Важіль        |

Рисунок 2 – Лебідка ручна важільна

Принцип роботи лебідки ґрунтується на простяганні каната через тяговий механізм за допомогою спеціальних стискань, що по черзі затискають канат і що просувають його таким чином у відповідному напрямі.

### **Реверсивні лебідки**

Лебідки цього типа з приводом від електродвигуна (електрореверсивні), живлення яких здійснюється від мережі змінного струму напругою 220 або 380 В, застосовують в комбінації з поліпластами для підйому вантажів. Реверсивними лебідками найчастіше (рис.3) комплектують будівельні підйомники. Вони широко застосовуються в будівельних машинах з індивідуальним електричним приводом механізмів (кранах, екскаваторах і ін.) для підйому і опускання робочого органу, пересування вантажних візків, зміни кута нахилу стріли. Реверсивні лебідки з гідроприводом (рис. 4) застосовують для плавної роботи і безступінчатої зміни швидкості. Схеми барабанних лебідок з приводом від ротаційного низько-моментного гідромотора подібні схемам лебідок з електроприводом; частота обертання барабана змінюється регулюванням потоку рідини, що поступає в гідромотор за допомогою насоса, що має регульовану подачу.

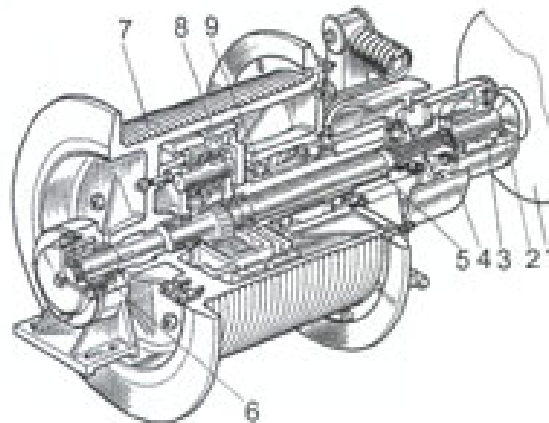


Рисунок 3 – Конструкція вантажної лебідки з планетарним редуктором:

1 – електродвигун, 2 – ущільнення, 3 – зубчата муфта, 4 – гальмо, 5 – вал, 6 – роликопідшипник, 7 – барабан, 8 – планетарний редуктор, 9 – шарикопідшипник

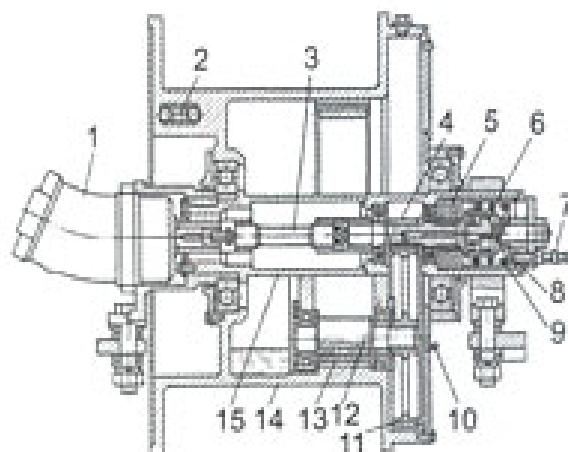


Рисунок 4 – Пристрій вантажної лебідки з гідроприводом:

1 – гідромотор, 2 – клин, 3 – вал, 4, 12 – вали-шестерні, 5 – гальмо, 6 – гідроциліндр, 7 – регульовальний гвинт, 8 – канал, 9 – пружина, 10 – пробка, 11 – зубчате колесо, 13 – вінець, 14 – барабан, 15 – редуктор

З метою зменшення габаритів при збереженні тягового зусилля лебідки з гідроприводом у ряді випадків комплектують черв'ячними редукторами. Установка подібних пристроїв особливо виправдана на пересувних бурових установках, для затягування на платформу різної дорожно-будівельної техніки.

### ***Багатошвидкісні лебідки***

Поширення набули лебідки з двома приводними електродвигунами, розташованими співісний з вхідним валом редуктора - по різні його сторони або по одну сторону. В конструкції ряду стріловидних самохідних кранів одержали застосування лебідки з двома електродвигунами трифазного струму, типа, крана, з вбудованим в редуктор циліндровим диференціалом планетарного типа ( рис.5). Диференціал розміщений в корпусі основного редуктора і приводиться з одного боку основним двигуном 7, а з іншою - за допомогою редуктора 1 другим двигуном 2. Кожний з двигунів забезпечений власними гальмами 6 і 4. Диференціала 3 виконане у вигляді закритої коробки і приводить провідну шестерню 5 основного редуктора 10, вихідний вал якого приводить барабан 8 лебідки; канат притискається до барабана підпружиненим роликком 9. У середині коробки диференціала 3 розміщуються провідні шестерні і проміжна шестерня і сателіти. У лебідці такої конструкції можна одержати чотири швидкості в кожному напрямі. Багатошвидкісні лебідки є використовуються будівельних монтажних і баштових, а також порталних кранів.

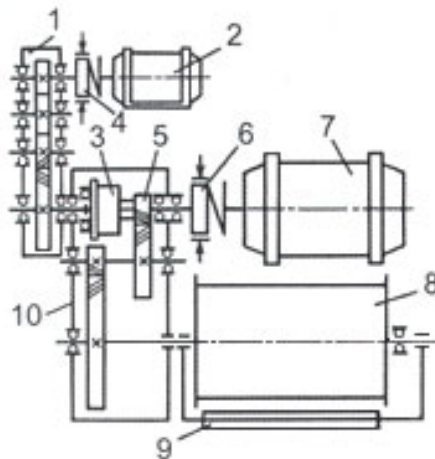


Рисунок 5 – Підйомна дводвигунова лебідка з диференціалом

### ***Фрикційні лебідки***

Фрикційні лебідки, на відміну від реверсивних, мають фрикційний (роз'ємний) зв'язок між двигуном і барабаном (або барабанами), здійснюваний за допомогою конусних або стрічкових фрикційних муфт. Вал двигуна лебідки обертається з постійною швидкістю в одному напрямі

(тобто в процесі роботи не реверсує). Підйом вантажу проводиться (рис. 6), на режимі двигуна при включеній муфті, опускання - під дією сили тяжіння вантажу при вимкненій муфті. Безпечна швидкість обертання барабана при опусканні вантажу забезпечується керованим стрічковим гальмом. Такі лебідки використовуються тільки в самохідних кранах з груповим приводом механізмів.

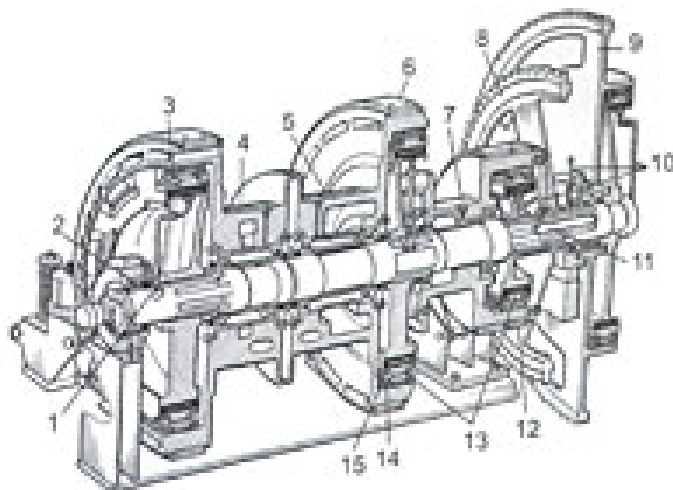


Рисунок 6 – Фрикційна багатобарабанна лебідка з груповим приводом

До недоліків фрикційних лебідок слід віднести складність управління (потрібна одночасна дія на важелі включення гальма і муфти) і недостатню безпеку в роботі зважаючи на відсутність жорсткого зв'язку барабана з двигуном.

У гладких барабанах для багат шарової навивки (рис7) каната кожен подальший шар накладається на попередній з протилежно направленим кутом бічного відхилення, зважаючи на що канати в місці перетину шарів мають точковий контакт, що зменшує їх термін працювання. Такий пристрій забезпечує краще укладання каната і підвищення його терміну працювання, що дозволяє застосовувати барабани у ряді конструкцій самохідних кранів. При багат шаровій навивці каната на барабан і при великому відхиленні каната для правильного його укладання застосовують спеціальні пристрої - канатоукладачі.

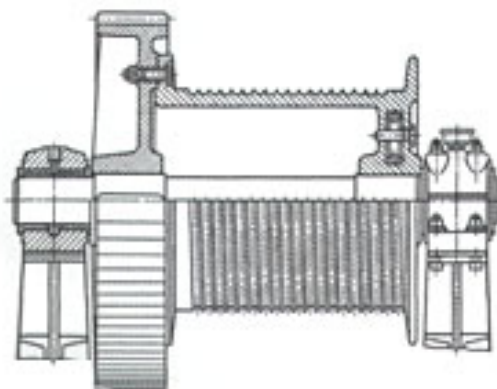


Рисунок 7 – Канатний барабан з одношаровою навивкою



### Спеціальні тягові лебідки

Їх застосовують для укладання різних типів проводів, трубопроводів в підводні траншеї методом протягання при будівництві переходів через водні перешкоди (рис.8) (річки, водоймища), та в інших випадках. Лебідка базується на важкотяговому причепі, який буксирується автомобільним або тракторним тягачем. Зусилля в тяговому канаті при роботі контролюється гідравлічним пристроєм і фіксується манометром. Це дозволяє розвантажити колеса причепа від власної сили тяжіння і від вертикальної і горизонтальної складових зусилля натягнення тягового каната.

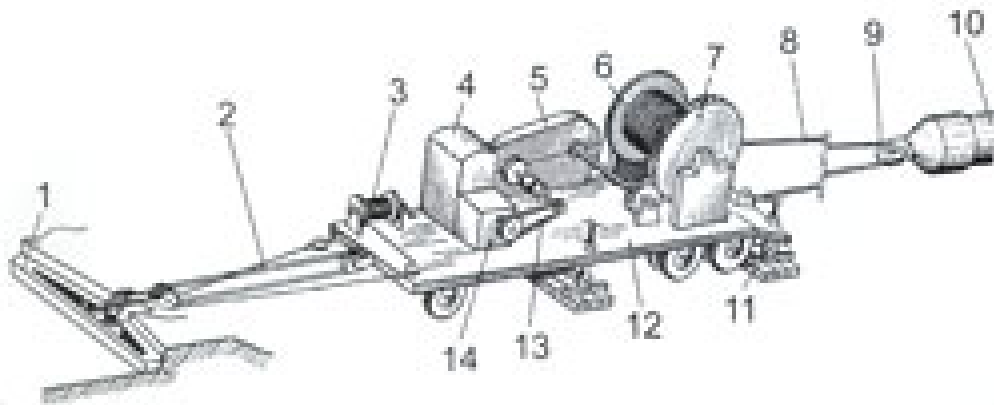


Рисунок 8 – Лебідка для протягання дюкерів

Для виконання технологічних операцій натягування канатів при вирощуванні хмелю, винограду, ліній електропередач і радіопередач і для інших цілей. Нами розроблена спеціальна універсальна лебідка простої конструкції. На (рис. 9) представлена конструкція гвинтової піднімально-транспортної лебідки відпрацьованої на технологічність. Основними вузлами лебідки є привідний барабан 4 на який намотується канат 7, який під'єднаний до вантажу і його переміщує (на кресленні не показано). Привід барабана здійснюється від планетарного редуктора 8 через рукоятку 9 або інший механізований засіб. Кріплення основних деталей і елементів лебідки здійснюється до зварного корпусу, який виконаний з вертикальних стійок 3 і чотирьох горизонтальних перегородок 6.

Для визначення зусилля натягу каната лебідки одержимо формулу:

$$P_1 = \frac{\sigma_{зм} (n \cdot H_3 \cdot B \cdot \sqrt{(2\pi R_c)^2 + T^2} + \frac{2}{3} H_2^2 \cdot D)}{H_1 + H_2} \quad (2)$$

де  $\sigma_{зм}$  – напруження зминання ґрунту, мПа;  $H_1$  – висота кріплення троса лебідки над поверхнею ґрунту, мм;  $H_2$  – глибина загвинчування опори, мм;  $H_3$  – плече прикладання сили, мм;  $R_c$  – середній радіус витків, мм;  $T$  – крок витків, мм;  $B$  – ширина витків, мм;  $n$  – кількість витків опори;  $D$  – діаметр циліндричного стержня, мм.

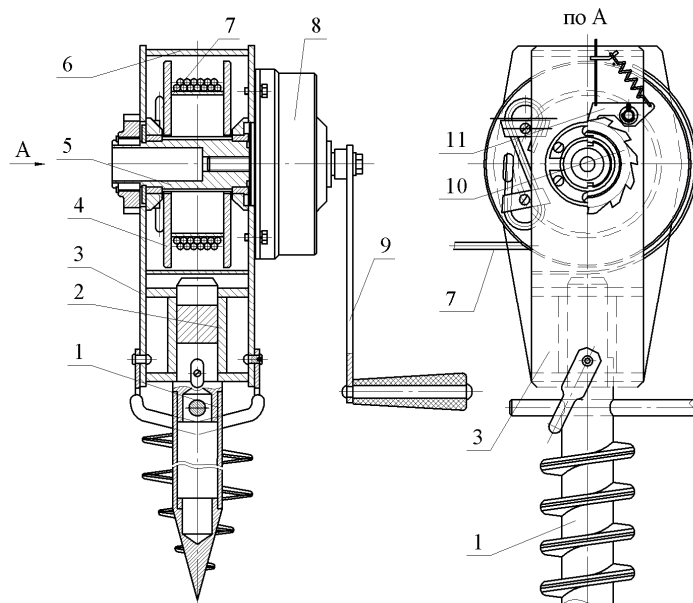


Рисунок 9 – Конструкція гвинтової піднімально-транспортної лебідки  
 1 – гвинтова опора; 2 – втулка; 3 – стійка; 4 – привідний барабан; 5 – храпова втулка;  
 6 – верхня кришка; 7 – канат; 8 – корпус едуктора; 9 – ручка; 10 – храпове колесо;  
 11 – собачка;

Основним навантажувальним елементом лебідки є гвинтова опора, яка має різну конструктивну форму в залежності від зусилля натягування каната та інших факторів.

### **Висновки**

1 Приведено класифікацію піднімально-транспортних лебідок, яка базується на конструктивних особливостях, технологічних і експериментальних ознаках. Приведені аналітичні залежності для визначення силових і конструктивних параметрів лебідок.

2 Приведено опис конструкцій і принципи роботи піднімально-транспортних лебідок за різнофункціонального призначення. Розкриті конструктивні особливості важільної, реверсивної, багатошвидкісної тягової, піднімальної з диференціалом та інших лебідок

### **Література**

- 1 Александров М.П. Подъемно-транспортные машины. М.: Высшая школа,-574с.
- 2 Іванченко Ф.К. Піднімально-транспортні машини. К. Вища школа, 1993,-414с.
- 3 Вайсон А.А. Подъемно-транспортные машины. М.: Машинострое., 1975, -385 с.
- 4 Каталог «Лебедки ручные и электрические» Л.: НТЦ, «Редуктор», 2003,- 69с.
- 5 Патент №27803 Україна, Лебідка піднімально – транспортна Ляшук О.Л., Колесник О.А. Бюл. №18, 2007.

УДК 621.9

**Шишкин А.В., Тулупов В.И., Донченко Е.И.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОСИЛОВЫМ ОБОРУДОВАНИЕМ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ЧИСТОВОГО ТОЧЕНИЯ**

*The developed controller device of power equipment of electromechanical operations is described in this article. This device realizes the principles of pulse width modulation, that allow to form current impulses in large range of frequencies (from 20 Hz to 8 kHz) and duty factor (from 20 to 80%) with high accuracy (error is less then 2%) and handy interface.*

Одним из наиболее перспективных направлений по повышению качества поверхностного слоя детали являются технологии электромеханической обработки (ЭМО) [1] в сочетании с другими упрочняющими или формообразующими технологиями. Разновидностью ЭМО являются импульсные методы электромеханического упрочнения, направленные на формирование в поверхностном слое обработанной детали упрочненных регулярных дискретных структур («белый» слой) [2, 3].

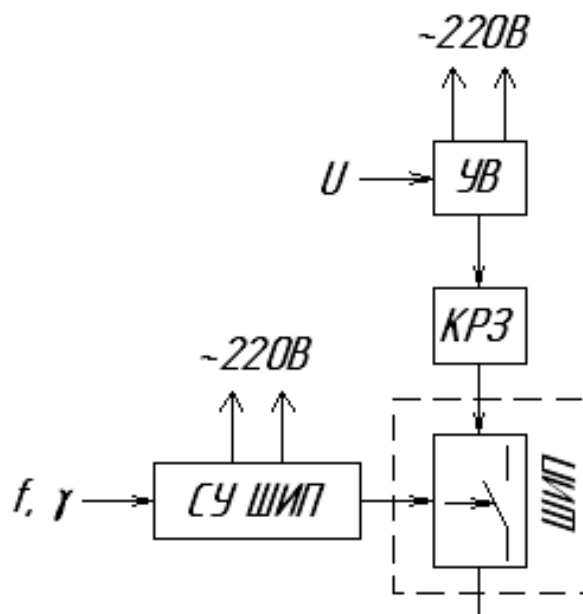
Предлагаемый способ электромеханического чистового точения с импульсным электрическим током (ИЭТ) сочетает в себе два вида воздействия на поверхностный слой детали: механического режущим инструментом и электрического концентрированными потоками энергии в виде импульсного тока большой плотности.

Поскольку при электромеханическом упрочнении происходит снижение шероховатости обрабатываемой поверхности с одновременным повышением ее микротвердости, в отдельных случаях такое комбинированное воздействие позволяет исключить термообработку и финишные операции [1].

На сегодняшний день системы ЭМО на токарных станках позволяют производить обработку импульсами в узком частотном диапазоне: либо до промышленной частоты [4], либо в диапазоне нескольких кГц [5], причем зачастую форма импульсов близка к синусоидальной, а управление происходит без регулирования скважности. Для формирования регулярных дискретных структур из упрочненных фрагментов целесообразно использовать прямоугольные импульсы. Площадь одного такого фрагмента и их взаимное расположение определяются соотношением механических и электрических режимов обработки. Поэтому при разработке системы ЭМО формирование ИЭТ целесообразно осуществлять по схеме широтно-импульсного преобразователя (ШИП) (рис. 1), позволяющего регулировать не только частоту импульсов, но и их

скважность, в то время как существующие системы [3, 4] этого не предусматривают.

При таком способе ЭМО временные и частотные показатели ее качества определяются в основном характеристиками системы управления СУ ШИП. Поэтому дальнейшее развитие методов ЭМО диктует необходимость проектирования более совершенных систем управления электросилового оборудования.



УВ – управляемый выпрямитель; СУ ШИП – система управления широтно-импульсным преобразователем; КРЗ – контакт «режущий инструмент - заготовка»

Рисунок 1 – Система электромеханической обработки поверхности детали при точении

Целью данной работы является разработка, создание и тестирование системы управления широтно-импульсным преобразователем модуля формирования импульсных электрических токов заданной частоты и скважности.

При разработке систем управления электросиловым оборудованием для электромеханического чистового точения необходимо учитывать целый ряд требований, основными из которых являются: возможность переналадки на любой режим, простота и удобство в обслуживании, требуемые временные характеристики, стабильность работы, минимальные габариты, удобный интерфейс обмена с оператором, безопасность в эксплуатации, надежность и долговечность работы.

Этим требованиям удовлетворяет разработанная система управления на базе микроконтроллера МК (рис. 2). Система оснащена жидкокристаллическим индикатором ЖКИ, что позволяет вести настройки режимов работы с помощью клавиатуры Кл. Питание системы управления осуществляется от блока питания БП. СУ ШИП предназначена для формирования импульсов управления электронными ключами,

мгновенные значения токов через которые могут достигать 50 – 100 А. Для устранения влияния токов силовой цепи на систему управления использована оптронная развязка ОР.

Для удовлетворения требований к динамическим характеристикам системы управления широтно-импульсным преобразователем (частотный диапазон - 20 Гц...8 кГц, скважность импульсов – 20...80%), выбран микроконтроллер МК AT89C2051 (позиция 1 на рисунке 3) с тактовой частотой 12 МГц и объемом flash-памяти 2 kByte.

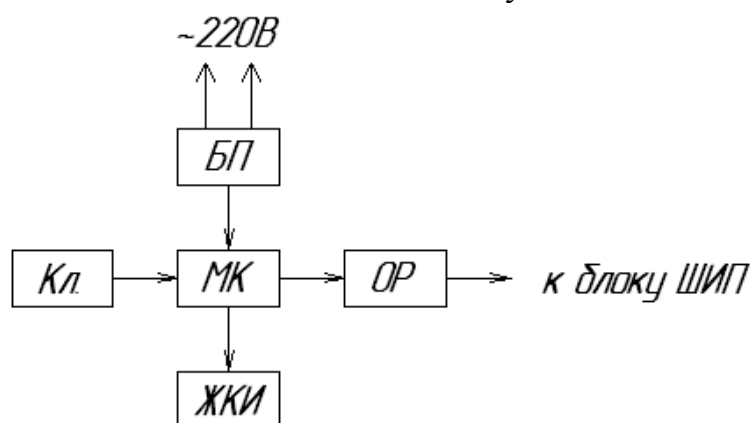


Рисунок 2 – Структурная схема СУ ШИП

В качестве дисплея 2 выбрана плата алфавитно-цифрового ЖКИ НУ1602В3 на базе контроллера HD44780, снабженного кириллицей и позволяющая выводить информацию в 2 строки по 16 символов. Обмен с ЖКИ 2 осуществляется по 4х-проводной схеме подключения шины данных. Клавиатура Кл., в качестве которой выбран блок из 4х кнопок 2, подключена к тем же четырем выводам. Для избежания ошибок ввода-вывода функция демультиплексирования сигналов вынесена на программный уровень.

Оптронная развязка 4 выполнена на базе микросхемы 6N136, обладающей быстродействием 1 MBit/c и рабочим уровнем выходного напряжения 12 В, надежно отпирающего MOSFET-транзистор IRFZ44n, работающего в выходном каскаде системы управления ключами. Питание ко вторичной цепи ОР 4 подается через пассивные RC-фильтры 5 по экранированной витой паре 6 от силового модуля ШИП. Сигнал управления ШИП модуля формирования импульсных токов подается также по экранированной витой паре 7.

Коррекция управляющей программы и схемотехнического решения реализации систему управления ШИП проводилась путем моделирования системы в программной среде Proteus. Использование методики итерационного приближения качества СУ ШИП к поставленным требованиям позволило определить параметры принципиальной схемы и отладить программу за короткое время, минимизировав при этом требуемую материальную базу проекта.

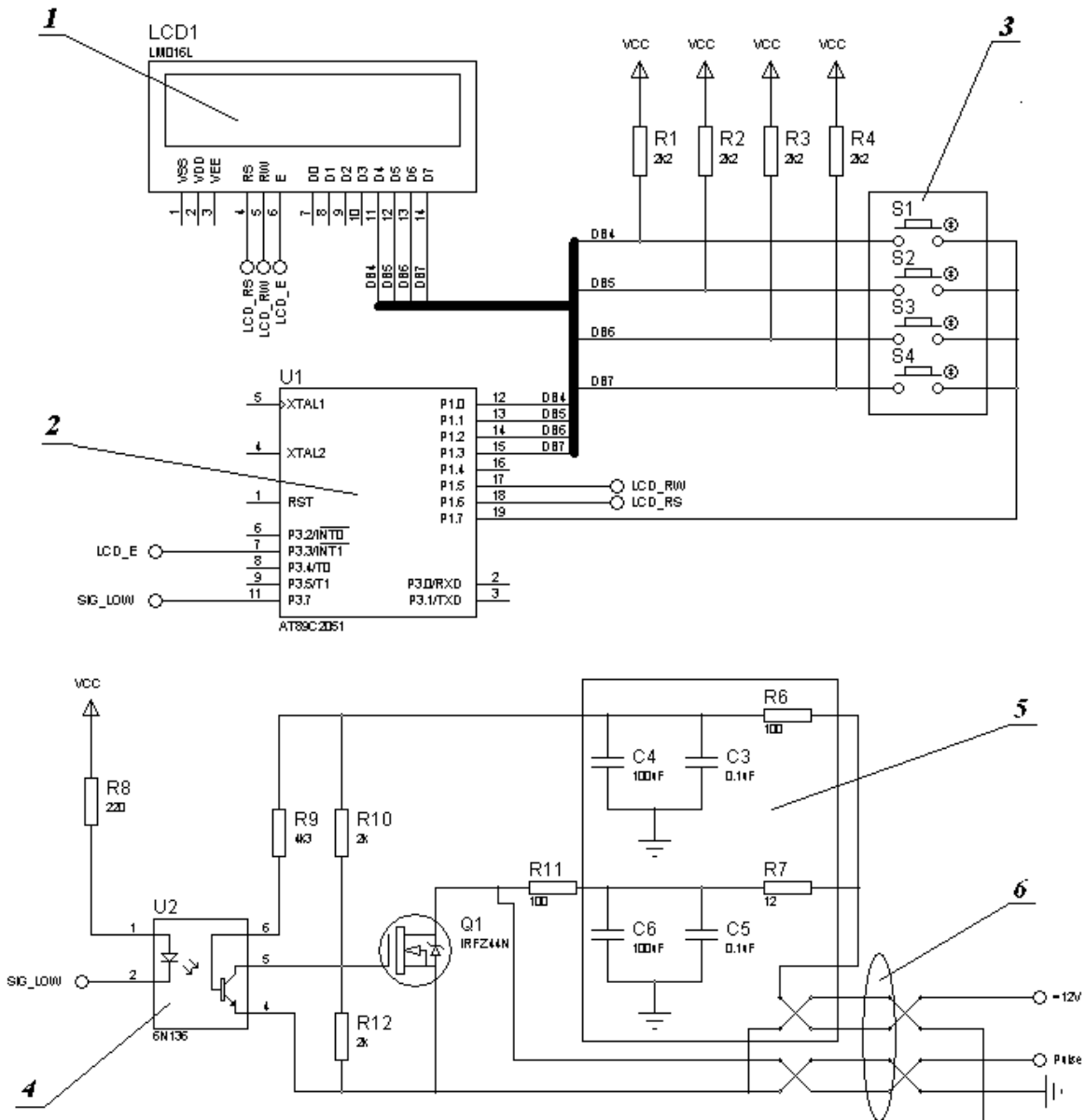


Рисунок 3 – Принципиальная электрическая схема СУ ШИП

Корпус системы управления (рис. 4) покрыт изнутри экраном из медной фольги, что защищает платы СУ от электромагнитных помех, создаваемых токами силовой части установки.

Тестирование созданного устройства проводилось при помощи АЦП L783 фирмы LCard в программной среде PowerGraph. АЦП L783 имеет максимальную частоту дискретизации одного канала 2857 кГц, что полностью перекрывает диапазон формируемых системой управления импульсов и позволяет получить достаточно точек на период импульсов управления (при  $f_{АЦП} = 2 \text{ МГц} - 2000 \text{ кГц} / 8 \text{ кГц} = 250$  точек) для анализа их формы. Выход MOSFET-транзистора IRFZ44n через делитель напряжения подключался ко входу АЦП.

Анализ временных характеристик сигнала в наиболее сложном с

точки зрения реализации режиме (рис. 5, а) - при частоте  $f = 8$  (кГц) и скважности  $\gamma = 20\%$  - показывает, что время нарастания сигнала от 10% до 90% составляет 3,5 мкс, что соответствует скорости нарастания 2,5 В/мкс и отвечает заданным требованиям.



Рисунок 4 – Внешний вид устройства управления формированием импульсных токов

Оценка точности формирования импульсов заданной скважности, проведенная в том же режиме при требуемой длительности импульса  $t_{зад} = 0,2/8 \text{ кГц} = 25(\text{мкс})$ , показала фактическую длительность импульса -  $t_{факт} = 26,5(\text{мкс})$ , что составляет погрешность на уровне  $\Delta_\gamma = 2\%$ .

Отклонение фактической частоты управляющего сигнала от заданной частоты определялось с использованием быстрого преобразования Фурье (рис. 5, б). Ширина прямоугольного окна преобразования была выбрана максимально возможной для работы в режиме реального времени в приложении PowerGraph, т.е.  $N_{FFT} = 16384$  точек. Частота дискретизации АЦП  $f_{FFT}$  выбиралась с тем условием, чтоб за один период импульсного сигнала укладывалось не менее 40 периодов опроса измеряющего АЦП, при этом граничным условием выбора частоты было значение максимальной вносимой преобразованием Фурье погрешности  $\Delta_f$ , устанавливаемой на уровне  $\delta_{f_{max}} = 0,5\%$ . Так, например, при задании импульсов с частотой  $f_{зад} = 700$  Гц и максимальном уровне относительной погрешности  $\delta_{f_{max}} = 0,5\%$ , абсолютное значение составляет  $\Delta_{f_{max}} = f_{зад} \cdot \delta_{f_{max}} / 100\% = 3,5$  (Гц). Отсюда, максимальное значение частоты АЦП составляет  $f_{FFT_{max}} = \Delta_{f_{max}} \cdot N_{FFT} = 57$  (кГц) [6]. При этом для определения частотных показателей управляющего сигнала в данном режиме необходимо выбрать частоту дискретизации из стандартного ряда данного АЦП  $f_{FFT_{cm}} = 50$  (кГц).

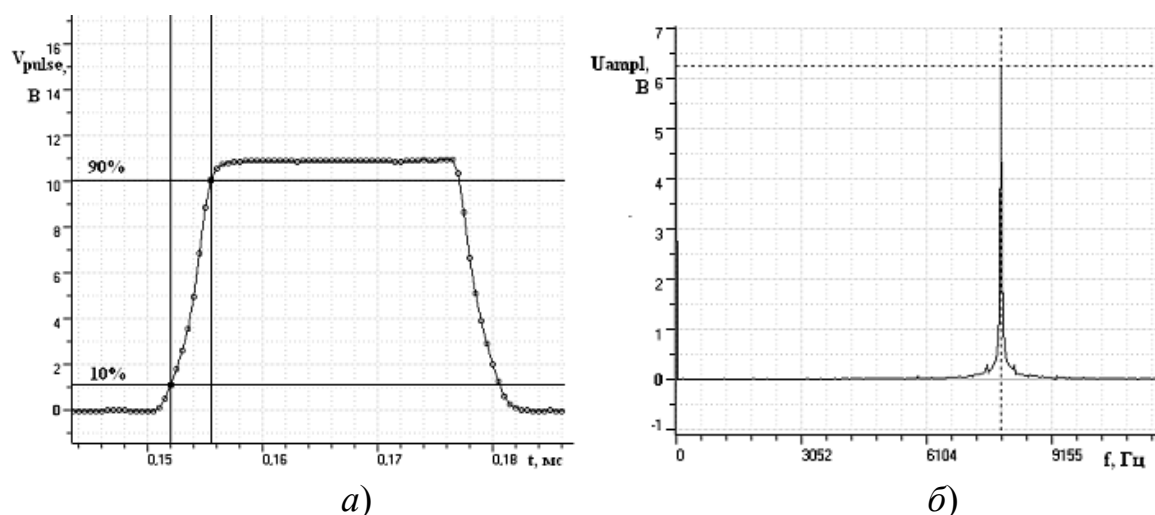


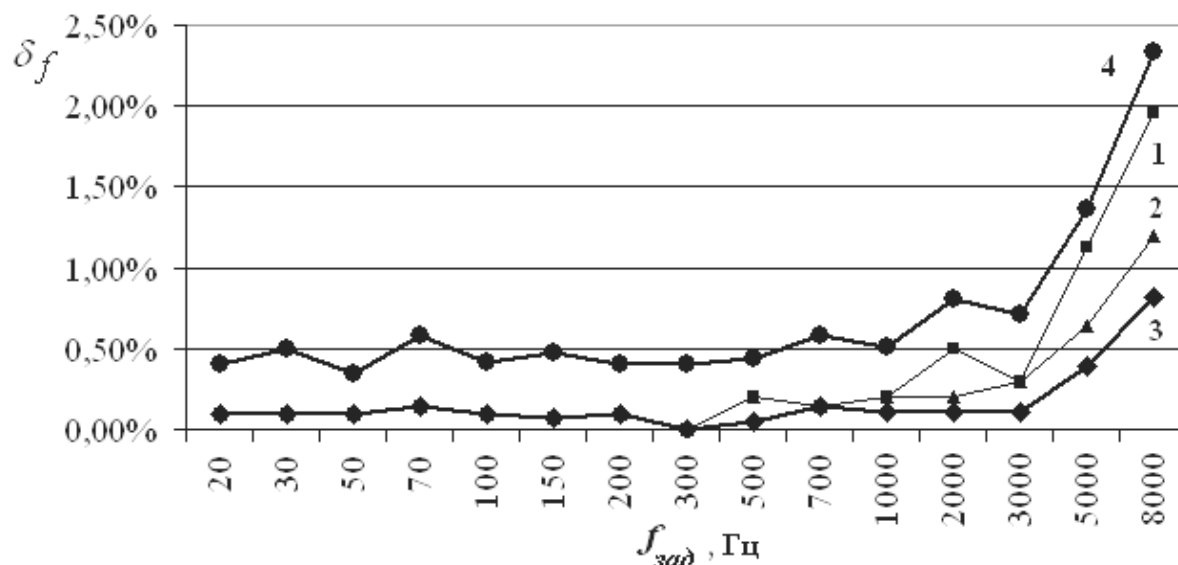
Рисунок 5 – Временные (а) и частотные (б) характеристики управляющего сигнала

По рассчитанным значениям были экспериментально определены фактические значения частот управляющего сигнала  $f_{факт}$  (табл. 1), на основании которых построены графики зависимости погрешности сигнала по частоте от заданного значения частоты  $f_{зад}$  (рис. 6). Результаты анализа показывают, что при частотах более 1 кГц повышается как ошибка в частоте управляющих сигналов, так и влияние на ее величину скважности. Графики 1 и 2 (рис. 6) показывают значение погрешности частоты главной спектральной составляющей измеренных с помощью АЦП сигналов. В реальных условиях при ограниченном временном окне и ограниченной ширине полосы частотного спектра анализируемого сигнала метод спектрального анализа приносит в результат определенную ошибку [6], учет которой с использованием табл. 1 позволяет построить интервал возможной относительной ошибки получения управляющего сигнала заданной частоты (между линиями 3 и 4 на рис. 6).

Таблица 1 – Параметры и результаты проведения анализа Фурье управляющего сигнала

$f_{зад}$ , Гц	20	50	70	100	200	500	700	1000	2000	5000	8000
$f_{FFT}$ , кГц	1	2	5	5	10	20	50	50	100	200	500
$\Delta f$ , Гц	0,06	0,12	0,31	0,31	0,61	1,22	3,1	3,1	6,1	12,2	30,5
$\delta_{FFT}$ , %	0,3	0,24	0,44	0,31	0,31	0,24	0,44	0,31	0,31	0,24	0,38
$f_{факт}$ , Гц	20,02	50,05	69,9	100,1	200,2	499	699	998	1990 1996	4944 4968	7844 7904





1 и 2 – графики погрешностей показаний АЦП; 3 и 4 – график минимальной и максимальной суммарной погрешности с учетом погрешности преобразования Фурье

Рисунок 6 – Зависимость относительной погрешности частоты управляющих импульсов от их частоты

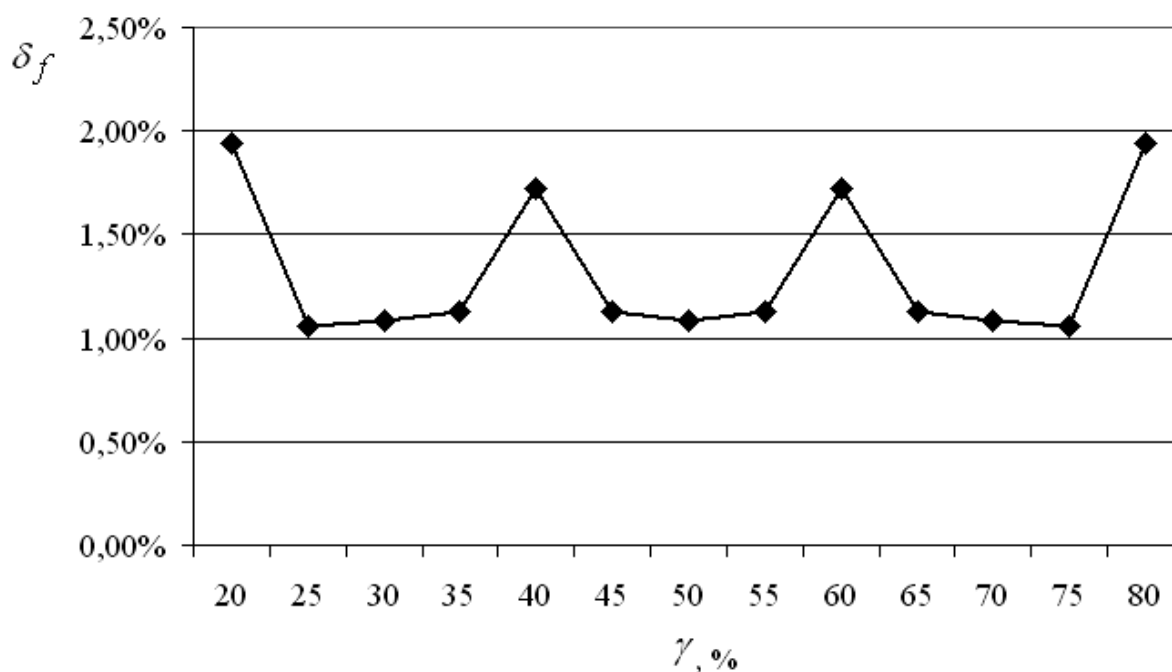
Как правило, при оценке доверительного интервала значений физической величины выбирают максимальное значение отклонения, которое в нашем случае составляет не более 2,5%, показывая достаточно высокий уровень точности (при принятом на практике 5 - 10%) даже с учетом погрешности определения частоты методом Фурье. Из графика на рис. 6 видно, что на частотах до 1 кГц суммарная погрешность не превышает 0,5%, большую часть которой составляет задаваемые при анализе параметры (табл. 1), влекущие за собой погрешность  $\delta_{FFT}$ . С учетом этого можно сказать, что реальная погрешность сигнала по частоте приближается к нижней границе интервала (к кривой 3 на рис. 6).

Для более точного анализа влияния задаваемой скважности сигнала на его фактическую частоту был проведен анализ Фурье сигнала с задаваемой частотой 8 кГц при различных значениях скважности с частотой дискретизации 2 МГц, размером окна 1048576 точек, при этом погрешность преобразования  $\Delta f = 1,907$  Гц, что составляет  $\delta_{FFT} = 0,024\%$  от номинального значения частоты. Таким низким уровнем погрешности можно пренебречь и считать, что полученные значения частот (таблица 2) соответствуют действительным значениям формируемого сигнала. Тогда его погрешность по частоте не превышает 2% (рис. 7), что соответствует обеспечению заданных характеристик системы даже на предельных для нее частотах.

Таблица 2 – Значения частот управляющего сигнала при разных заданиях скважности

$\gamma$ , %	20	25	30	40	45	50	60	70	75	80
$f_{\phi}$ , Гц	7844,9	7915,5	7913,6	7862,1	7909,8	7913,6	7862,1	7913,6	7915,5	7844,9

Попытка коррекции данной погрешности путем изменения кода программы приводит к увеличению погрешности сигнала по скважности, поэтому было принято решение оставить ошибку на существующем уровне ( $\delta_f \leq 2\%$ ), сохранив максимальный уровень погрешности по скважности  $\Delta_{\gamma} = 2\%$ .

Рисунок 7 – Зависимость относительной погрешности частоты управляющих импульсов при  $f_{зад} = 8$  кГц от их скважности  $\gamma$ 

### **Выводы**

В ходе проведенной работы спроектировано и создано устройство, обеспечивающее управление формированием импульсных токов заданной частоты и скважности по принципу широтно-импульсной модуляции для осуществления ЭМО поверхности детали при тчении. Диапазон охватываемых частот полученной системы управления 20 – 8000 Гц с возможностью регулирования скважности от 20 до 80 %, что

удовлетворяет поставленным перед системой требованиям.

Оценка качества временных и частотных характеристик управляющих сигналов показала низкий уровень погрешности формирования импульсов по частоте и скважности, составляя максимум 2% для скважности и для частоты.

Таким образом, созданное устройство позволяет управлять электросиловым оборудованием для электромеханического чистового точения в широком диапазоне частот и скважности.

### Литература

- 1 Аскинази Б.М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989. -200 с.
- 2 Маловечко Г.В., Паршев С.Н., Дудкина Н.Г. Формирование регулярной структуры поверхностного слоя детали при электромеханическом упрочнении // Вестник машиностроения. 1989. – №6.– С. 51-53.
- 3 Багмутов В.П., Паршев С.Н. Импульсное электромеханическое упрочнение стальных изделий с образованием регулярной дискретной структуры поверхностного слоя // Вестник машиностроения. 1996. – №2.– С. 38.
- 4 Багмутов В.П., Паршев С.Н., Дудкина Н.Г., Захаров И.Н. Электромеханическая обработка: технические и физические основы, свойства, реализация. – Новосибирск: Наука, 2003. – 318 с.
- 5 Суслов А.Г., Финатов Д.Н. Технология, программно управляемый инверторный источник питания и технологическая оснастка для повышения долговечности цилиндрических деталей электромеханической обработкой (ЭМО) на токарных станках. [www.atsys.boom.ru](http://www.atsys.boom.ru).
- 6 Марпл.-мл. С.Л. Цифровой спектральный анализ и его приложения: Пер. с англ. – М.: Мир, 1990. – 584 с., ил.

## РОЗДІЛ 3

### Технологія машинобудування

УДК 621.91:519.23

**Антонюк В.С., Выслоух С.П., Катрук О.В.**

НТУУ «КПІ», г. Киев, Украина

### **КЛАССИФИКАЦИЯ И РАСПОЗНАВАНИЕ ОБРАЗОВ ПРИ АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ**

*The questions of classification methods application, grouping and recognition of patterns are considered at the automated projection of details technology making in the conditions of short -run and single production. Principles of projection object formalization on the example of o corps details are given. For realization of the offered methodic of the automated projection the proper algorithms and programs are developed. The method of technology projection is resulted as windows of interfaces.*

#### **Введение**

Постоянно возрастающие требования повышения качества и сокращения сроков технологической подготовки производства создали предпосылки принципиально нового подхода к проектированию технологических процессов (ТП) с помощью систем автоматизированного проектирования. Повышению эффективности автоматизированной разработки ТП во многом способствует рациональное сочетание типовых и индивидуальных технологических решений на всех стадиях проектирования, а также высокий уровень стандартизации и унификации изделий, оборудования и непосредственно технологических процессов [1, 2].

При машинном проектировании технологических процессов задание на проектирование нужно представить в удобном для реализации на ЭВМ виде, то есть выполнить формализацию начальных данных. Если определена возможность формализации данных об объектах проектирования (деталях), то их можно классифицировать по геометрическим, физико-механическим и технологическим признакам. Это, в свою очередь, позволяет классифицировать методы изготовления деталей.

На этой основе возможна разработка автоматизированной системы проектирования технологии изготовления деталей путем заимствования, то есть нахождения в базе данных детали-аналога и по совокупности конструктивно-технологических признаков детали, на которую разрабатывается технологический процесс, осуществляется последующая корректировка технологии ее изготовления с учетом особенностей

обработки этой детали. Кроме того, с помощью классификации и распознавания образов можно определить группу деталей, к которой относится новая деталь, а в дальнейшем, используя обобщенный технологический маршрут определенной группы деталей, по совокупности конструктивно-технологических признаков конкретной детали спроектировать новый технический процесс.

Применение таких систем позволяет значительно сократить время проектирования ТП при запуске в производство новых деталей. Эта работа сводится, фактически, к корректировке решения, которое предложит ЭВМ в виде рекомендуемого технологического процесса.

Поиск классификационной группы и детали-аналога в базе данных по множеству признаков новой детали целесообразно выполнять на основе применения математических методов классификации и распознавания образов [3-5].

**Цель исследований** - создание методики автоматизированного проектирования технологических процессов механической обработки деталей, которая учитывает специфику конкретного производства, а также позволяет упростить и ускорить процесс проектирования технологического процесса.

Необходимым условием создания системы автоматизированного проектирования является разработка подсистемы формализации входных данных о детали. Процесс формализации описания обрабатываемой детали сложный и недостаточно унифицированный. Его сложность определяется большим количеством анализируемых типов деталей и вариантов формализации, отсутствием алгоритма выделения в детали элементов, которые несущественны для определения типовой формы детали.

В качестве приемлемого варианта предлагается использовать двухэтапную формализацию данных о детали:

- а) на первом этапе осуществляется описание конструкции и общих характеристик детали;
- б) на втором – детальное описание конструктивных элементов и требований к ним.

Автоматизированное проектирование технологии изготовления детали использует данные в виде ее информационной модели, которая в той или иной мере отображает ее особенности. Такая информация, как и любые другие сведения, имеет определенную организацию. От структуры информации, которая используется при проектировании, зависит скорость доступа к данным, скорость и удобство их обработки, а, следовательно, быстроедействие системы проектирования в целом.

Для автоматизированного проектирования технологии изготовления детали ее модель должна содержать сведения, которые являются

достаточными для ее классификации, то есть определения группы деталей, к которой она относится, и разработки технологического процесса.

На основе анализа конструкций деталей определены признаки, которые должны входить в ее информационную модель. Для классификации по типу эта модель должна содержать описание конструкции детали, которое является общим для всей группы деталей. Для разработки технологического процесса на основе группирования в модели должна присутствовать технологическая информация о точности и шероховатости конструктивных элементов детали. Количество и содержание таких признаков для разных групп деталей будет отличаться, и будет зависеть от конструктивных элементов детали, а также от операций в типовом технологическом процессе. При этом необходимо наличие общей технологической информации о детали – материал, масса, габаритные размеры и тому подобное [6, 7].

### *Основной материал исследований*

Для реализации процесса проектирования согласно предложенной методике все сведения о детали удобно разместить в виде двух векторов: вектор  $A = (a_1, a_2, \dots, a_n)$  – общие сведения о детали, которые задаются на этапе предварительного описания детали при ее классификации; вектор  $B = (b_1, b_2, \dots, b_n)$  – сведения о конструктивных элементах, которые указываются после классификации детали, следовательно, отнесения ее к определенной группе (типу).

При разработке математической модели детали используется не полный состав параметров, а только наиболее существенные из них для каждой классификационной группы. Объективность выбора этих свойств достигается путем комплексного анализа как конструкции детали, которые дают возможность выделить геометрические особенности того или иного класса (подкласса), так и физико-механических свойств материала детали и ее основных технических требований. [1, 2, 8].

При формализации описания детали, использованы ее характеристики и параметры, которые представлены конструктивно-технологическими признаками. В качестве значений признаков использованы коды, количество которых будет определяться технологической необходимостью [1, 2, 7 - 9].

Исследование информационной модели детали предусматривает решение задачи классификации, то есть определение классификационной группы деталей, к которой относится данная деталь и нахождение типового представителя детали, который наиболее близкий к заданной детали по своей конструкции и совокупности параметров. Деталь в

системе проектирования представляется в виде вектора значений признаков, что можно интерпретировать как точку в многомерном пространстве этих признаков. Исходя из такого представления, для нахождения детали-аналога достаточно найти ближайшую точку в признаковом пространстве. Для этого используем оценки меры близости объектов, которые применяются в методах распознавания образов [3 – 5].

При решении проектирования технологических процессов изготовления деталей на основе распознавания образов используют три основных оценки.

1 Евклидово расстояние удобно применять в случаях, когда признаки деталей однородные по своему содержанию, причем установлено, что они одинаково важны при отнесении объекта к тому или другому классу. Если же известно о разной важности признаков, то используется взвешенное евклидово расстояние.

2 Расстояние Хемминга используется в основном как мера отличия объектов, признаки которых измерены в шкалах наименований и порядка. В случае дихотомических признаков расстояние Хемминга показывает количество несовпадающих признаков у объектов.

3 Расстояние Махаланобиса между объектами удобно тем, что оно инвариантно по отношению к линейным превращениям признакового пространства, то есть любое линейное превращение (растягивание, сдвиг, поворот и т. п.) оставляет расстояние Махаланобиса между объектами неизменным. Это расстояние применяют в том случае, если признаки сильно коррелированы между собой, а также, если признаки имеют разную значимость для классификации.

В нашем случае для сравнения объектов путем применения расстояния Махаланобиса, в котором используется ковариационная матрица, не представляется возможным. При рассмотрении расстояний Евклида и Хемминга в их геометрической интерпретации расстояние Хемминга является арифметической суммой разностей координат объектов по каждой координате. Евклидово расстояние равняется геометрической сумме расстояний между объектами по координатам, то есть буквально геометрическому расстоянию в заданной системе координат. Вследствие того, что признаки деталей имеют разное значение, для их классификации целесообразно использовать взвешенное евклидово расстояние:

$$d_{ij} = \sqrt[b]{\sum_{n=1}^l W_{ijn} (x_{in} - x_{jn})^b},$$

де  $x_{in}$  – значение  $n$ -го параметра объекта  $i$ ;  $b$  – величина, которая зависит от метрики пространства, в случае эвклидовой метрики  $b=2$ ;

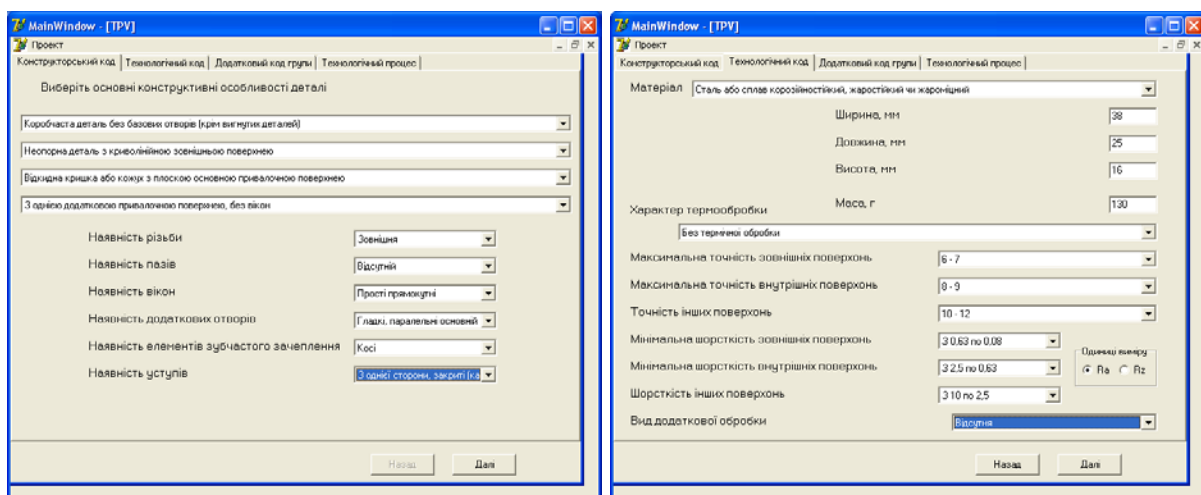
$W_{ijn}$  – относительный вес, который предписывается признаку  $n$  при сравнении объектов  $i$  и  $j$ .

Указанные принципы построения информационной модели детали, методы классификации и распознавания образов реализованы на примере проектирования технологических процессов изготовления корпусных деталей. Для этого определены конструктивно-технологические признаки корпусных деталей, которые позволяют однозначно описать все особенности конкретной детали с целью получения ее информационной модели и последующего определения классификационной группы, к которой деталь относится.

С целью реализации принципов классификации и распознавания образов при автоматизированном проектировании разработаны алгоритмы формирования обобщенного маршрута обработки детали определенной группы, выбора операций из обобщенного маршрута при проектировании технологии изготовления конкретной детали и общий алгоритм выполнения проектных процедур.

Программная реализация алгоритмов проектирования технологических процессов обработки корпусных деталей выполнена на языке программирования Delphi. В процессе выполнения проектных работ используются информационные массивы, представленные в виде библиотечных файлов Constructorcode.dll, Details.dll, Operations.dll, TechnologCode.dll.

Последовательность проектирования технологических процессов обработки корпусных деталей можно представить в виде интерфейсных окон, которые приведены на рис.1 – 2.

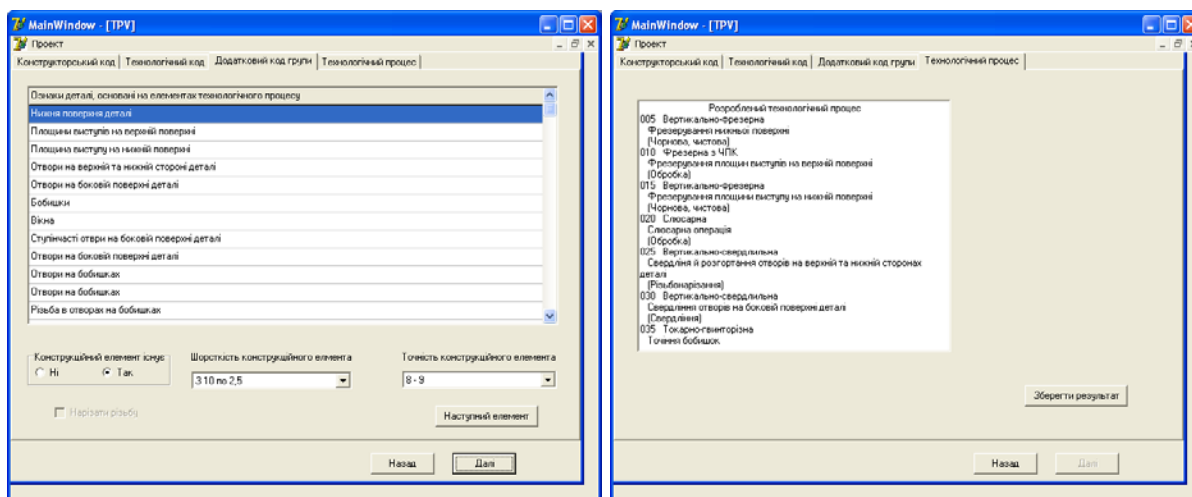


а)

б)

Рисунок 1 – Окна ввода конструктивных (а) и технологических (б) характеристик и признаков обрабатываемой детали





а)

б)

Рисунок 3 – Окна ввода дополнительных сведений о технологических параметрах обрабатываемой детали (а) и вывода технологического маршрута обработки детали (б)

### Выводы

Предложенная методика формализации описания деталей с целью автоматизации проектирования их изготовления учитывает не только конструктивные, но и технологические особенности элементов и детали в целом.

Применение методики классификации и распознавания образов, которые используются при группировании деталей, определении классификационной группы и типовых операций из обобщенного маршрута, которые соответствуют характеристикам обрабатываемой детали, позволяют с высокой точностью решить поставленную задачу – получить необходимый технологический процесс изготовления детали.

Разработанные алгоритмы формирования обобщенного маршрута обработки деталей определенной группы, выбора операций из обобщенного маршрута и выполнения проектных процедур позволяют использовать их в качестве математического обеспечения при создании автоматизированных систем проектирования технологических процессов изготовления деталей в условиях мелкосерийного и единичного производства.

Созданные программы, которые реализуют разработанные алгоритмы, показали целесообразность использования предложенной методики для автоматизации проектирования технологических процессов изготовления деталей на основе классификации и распознавания образов. Эти программы можно использовать как автономно для проектирования технологии обработки корпусных деталей, так и в качестве составной

подсистемы в комплексной автоматизированной системе проектирования технологических процессов.

### Литература

- 1 Основы автоматизированного машиностроительного производства: /Е.Р. Ковальчук, М.Г. Косов, В.Г. Митрофанов и др.; Под ред. Ю.М. Соломенцева. – М.: Высш. шк., 2001. – 312 с.
- 2 Ачкасов А.Н., Терган В.С., Козлов В.И. Технология точного приборостроения. – М.: Высшая школа, 1981. – 351 с.
- 3 Прикладная статистика: Классификация и снижение размерности: Справ. изд. / В.М. Бухштабер, И.С. Енюков, Л.Д. Мешалкин; Под ред. С.А. Айвазяна. –М.: Финансы и статистика, 1989. – 607 с.
- 4 Айвазян С.А., Мхитарян В.С. Прикладная статистика в задачах и упражнениях. – М.: ЮНИТИ – ДАНА, 2001. – 270 с.
- 5 Вислоух С.П. Розпізнавання образів при проектуванні технологічних процесів. // Резание и инструмент в технологических системах. –Международный научно-технический сборник. –Выпуск 65. –Харьков, НТУ”ХПИ”, 2003. –С.27–36.
- 6 Иллюстрированный определитель деталей общемашиностроительного применения. Руководящий технический материал. Классы 40 и 50 Общесоюзного классификатора промышленной продукции. – М.: Издательство стандартов, 1977. – 238 с.
- 7 Технологический классификатор деталей машиностроения и приборостроения. Часть 1. Под ред. В.Р. Верченко. – М.: Издательство стандартов, 1974. – 168 с.
- 8 Никифоров А.Д., Ковшов А.Н., Назаров Ю.Ф. Процессы управления объектами машиностроения. – М.: Высшая школа, 2001. – 455 с.
- 9 Автоматизация анализа технологических процессов при решении задач типизации/ АН БССР, Ин-т технической кибернетики; [Авт.-сост. Ю.Л. Ващенко] – Минск: ИТК, 1985. – 96 с.

УДК 621.923.04

**Гавриш А.П., Мельник О.О.**  
НТУУ «КПІ», Київ, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ КОНТАКТНИХ ТЕМПЕРАТУР У ПОВЕРХНЕВИХ ШАРАХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МАГНІТО-АБРАЗИВНОМУ ОБРОБЛЕННІ ВИСОКОЛЕГОВАНИХ НІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ**

*In these articles the results of research of contact temperatures are presented in the superficial layers of detail at magnetic - abrasive treatment from magnetic induction, roughness, speed of rotation of detail.*

### ***Вступ***

В теперішній час сучасні методи формоутворення дозволяють отримати заготовки по формі і розмірам близьким до готових деталей. Багато в чому остається невирішене питання подальшого формування заданих фізико-механічних і експлуатаційних властивостей поверхневого шару, остаточної доводки поверхні деталі.

### ***Мета***

Однак, особливі якості важкооброблюваних магнітомяких сплавів потребують вдосконалення існуючих і розробку нових методів оброблення поверхонь.

Одним із перспективних методів оброблення являється метод магніто-абразивного оброблення.

На жаль, у науково-технічній літературі, незважаючи на велику кількість публікацій по дослідженню температурних закономірностей алмазно – абразивного шліфування [1], практично немає відомостей про вивчення контактних температур у поверхневих зонах деталей, що оброблюється магніто-абразивним обробленням.

Відомо, що температурний фактор суттєво впливає на кінцеві параметри якості поверхні.

Тому, дослідження температур при магніто-абразивному обробленні безумовно є актуальним питанням, що спонукало до відповідного вивчення і підготовки даної статті.

### ***В рамках якої роботи***

Дослідження цього питання виконується в рамках науково-дослідної роботи «Розробка технології отримання і обробка композиційних підшипникових матеріалів для важких умов експлуатації» (Державна науково-технічна програма МОН України № 2140-п)

### *Методика*

Магнітно-абразивна обробка є процесом обробки деталей в середовищі композиційного феромагнітного абразивного порошку, утримуваного силами магнітного поля в робочій зоні. Магнітно-абразивний матеріал розташовується між полюсами електромагнітів, створюючи ріжучий інструмент («щітки»), щільністю якого можна варіювати в широких межах, змінюючи напруженість магнітного поля в зазорах. Принципова схема MAO показані на рис. 1. При русі деталі через робочу зону абразивний порошок охоплює оброблювану деталь, чинячи тиск на неї в кожній точці поверхні.

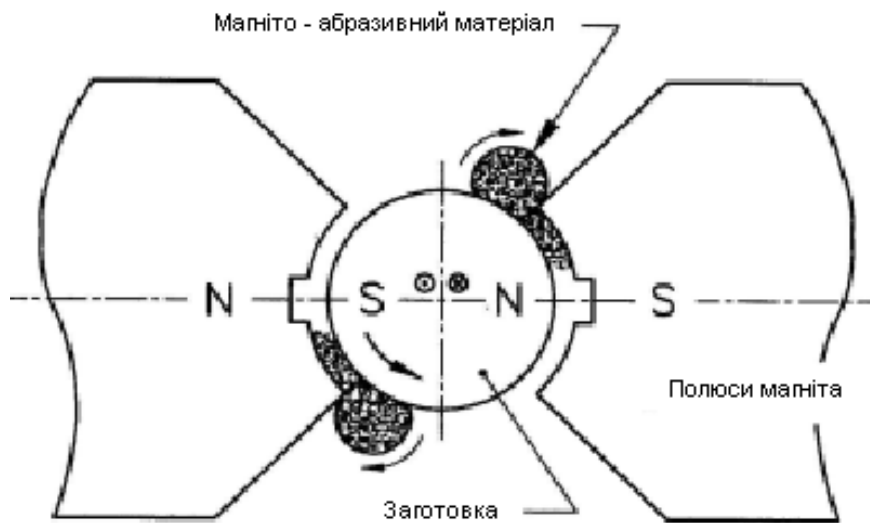


Рисунок 1 – Схема магнітно-абразивної обробки



Рисунок 2 – Магнітно-абразивна обробка циліндричної заготовки

Сплави на нікелевій основі дістали поширення як в Україні, так і закордоном, і в умовах складного і раціонального легування та підібраних режимів термообробки вони набувають найвищих жароміцнісних властивостей за температур 550... 1030 °С. Хімічний склад та властивості деяких сталей і сплавів наведено в табл. 1 та 2.

Оброблення проводилося на матеріах, що мають широку гамму легуючих елементів, на основі нікелю.

Таблиця 1 – Хімічний склад сплавів на основі нікелю

Марка матеріалу	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Fe	Ti	Al	V	W	Інші елементи
40X14H 2B2A	0,36- 0,42	<0,5	<0,6	13,0- 15,0		1,5- 1,8	—	—	—	—	1,7- 2,1	<0,028; <0,035 P
08X17H 13M2T	<0,0 8	<0,8	<2,0	16,0- 18,0	2,0- 3,0	12,0- 14,0	—	0,5- 0,7		—	—	<0,025; <0,035 P
ХН60ВТ (ВЖ98, ЕІ868)	<0,1	<0,8	<0,5	23,5- 26,5	—	Те саме	<4,0	0,3- 0,7	<0,5	—	13,0- 16,0	<0,0138; <0,013 P
ВЖ36-ЛІ	<0,0 8	<0,5	<0,5	10,0- 12,0	3,7- 4,5		<1,5	0,4- 0,6	4,8- 5,2	0,7- 1,1	7,0- 9,0	0,1 В; <0,01 Се; <0,015; <0,01 P
ЖС6-К	0,13- 0,2	<0,4	<0,4	10,5- 12,5	3,5- 4,5		<2,0	2,5- 3,0	5,0- 6,0		4,5- 5,5	0,02 В; 4,0-5,0 Со; <0,018; <0,01 P
80НХС	0,2	1,1	0,3- 0,6	2,6-3	-	79- 81	16,7	—	—	—	—	0,2 S 0,2 P
81НМА	0,2	0,2- 0,3	0,3- 0,6	-	3,5-4	80- 81	16	—	—	—	—	0,1 P
81НМТ	0,2	0,2- 0,3	0,3- 0,6	1-1,1	-	80- 81	15	—	—	—	—	0,1 S 0,1 P

Таблиця 2 – Властивості деяких сталей і сплавів на основі нікелю

Марка матеріалу	Призначення	$\sigma_B$ за температури 600°C, МПа	$\sigma_B$ за температури 800°C, МПа	Рекомендована температура використання, °C	Температура початку інтенсивного окиснення, °C
40X14I2B2A	Деталі тертя апаратури з робочою температурою до 500 °C	40,0		500	650
08X17H13M2T	Робочі деталі вузлів моторів, що працюють в умовах помірних навантажень (до 6 кгс/см <sup>2</sup> )	450 (500°C)		600	850
XH60BT	Деталі вузлів газотурбінних	630	400	850	1000
ВЖ36-Л1	Деталі вузлів роторів невеликих газових турбін, що працюють за температури до 900 °C	840	700	850	1000
ЖС6-К	Деталі вузлів газових турбін, що працюють за температури 800...1050 °C та підвищених навантажень	980	920	1000	1200

### *Результати проведеної роботи*

У якості абразивів використовувались порошки з матеріалів ПОЛІМАМ-Т1.

Обробка виконувалась на супорті універсального верстата К162М: полірувальний супорт установлювався на верстат

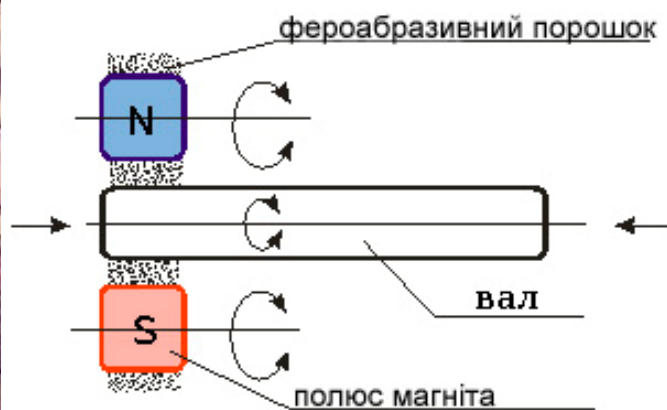


Рисунок 3 – Схема оброблення

Режими різання змінювалися у діапазоні:

Довжина зазору ..... 1 мм  
 Швидкість деталі ..... 40-45 м/хв  
 Магнітна індукція ..... 0.5-2.5 В/м<sup>2</sup>

Температури у зоні оброблення досліджувались з допомогою термоактивних фарб, що під дією температур змінюють свій колір, наприклад, з зеленого ( $\approx 80^{\circ}\text{C}$ ) на жовтий ( $\approx 100^{\circ}\text{C}$ ) [3].

В результаті досліджень були отримані такі дані:

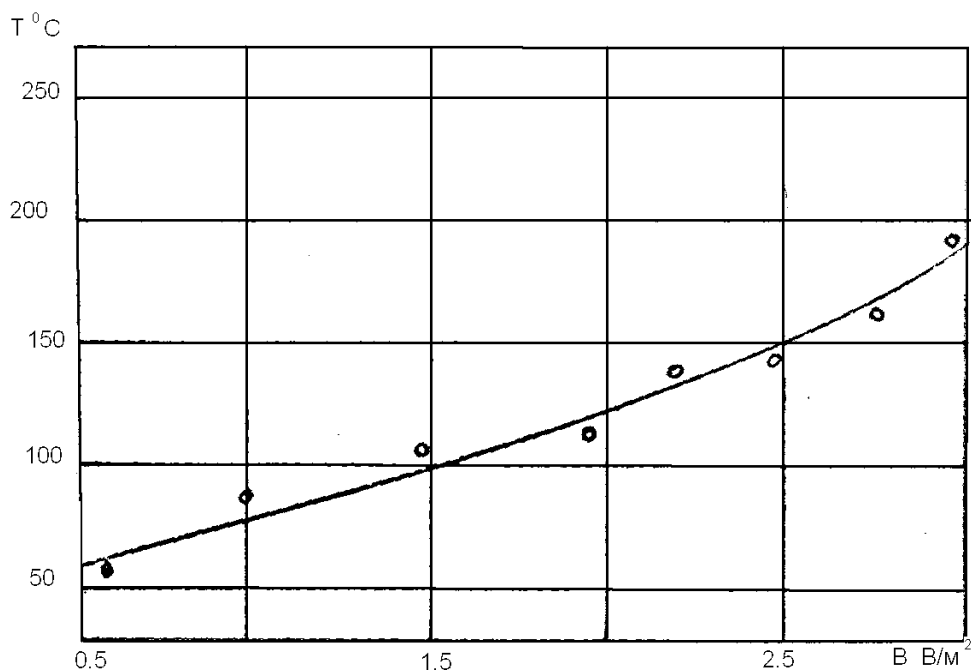


Рисунок 4 – Залежність температури поверхні при магніто-абразивній обробці від магнітної індукції

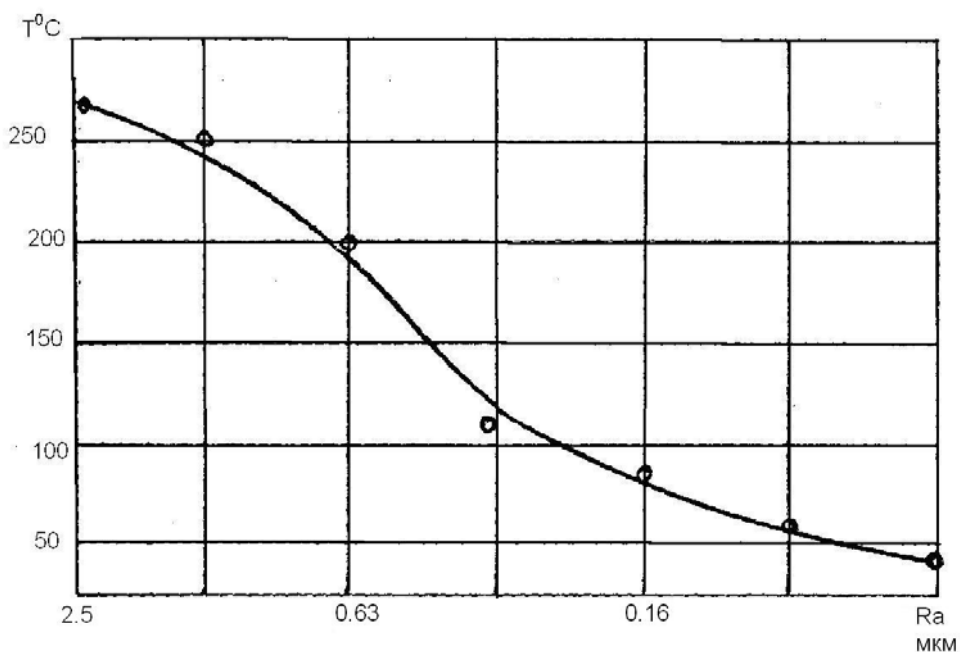


Рисунок 5 – Залежність температури поверхні при магніто-абразивній обробці від шорсткості поверхні попереднього оброблення

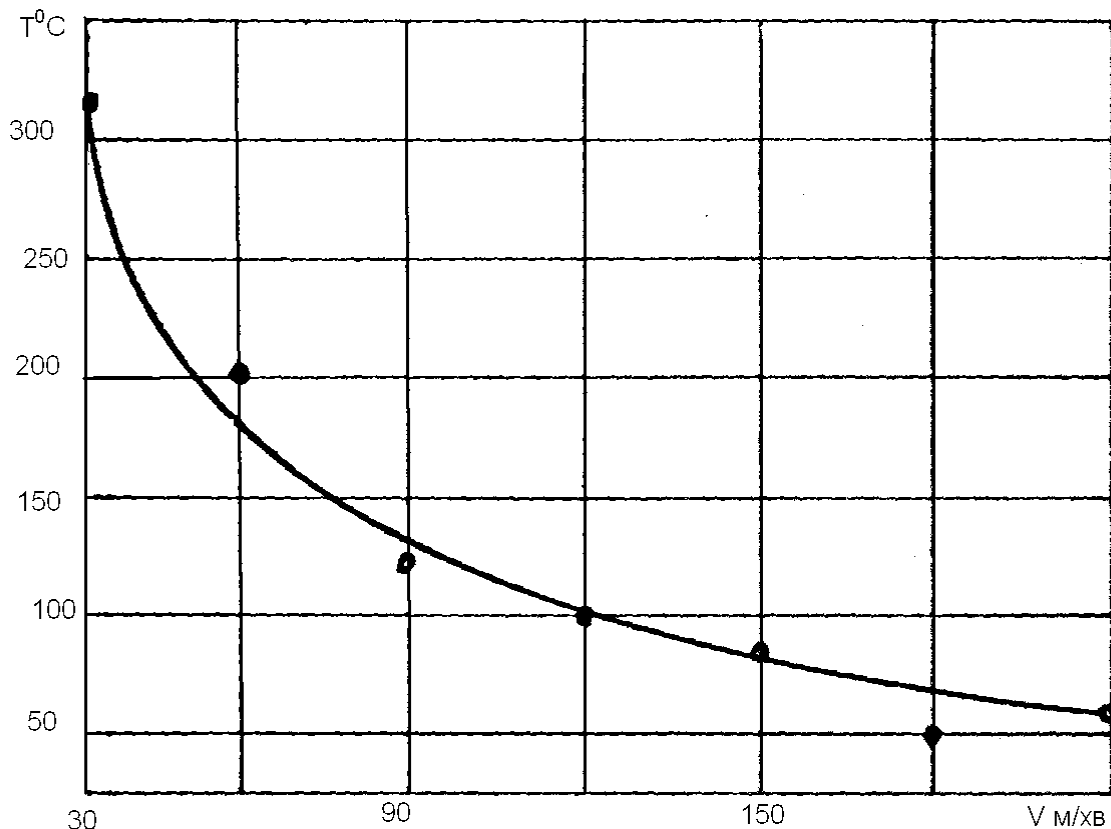


Рисунок 6 – Залежність температури поверхні при магніто-абразивній обробці від швидкості обертання деталі

Порівнянно з обробленням звичайними абразивними кругами [2] показує, що при магніто-абразивному обробленні нікелевих сплавів значно видно, що контактні температури менше гранично допустимих 200 °С залежать від величини зазору та магнітної індукції та напруженості магнітного поля. Ці фактори впливають на сили притискання зерен [4].

Температура збільшується зі збільшенням індукції в робочому зазорі і зменшується з підвищенням шорсткості поверхні і швидкості обертання оброблюваної поверхні.

Але підвищення температур в зоні різання сприяє відпочинку і зменшенню залишкових напружень. З цією цілю бажано зменшувати число обертів деталі, підвищувати індукцію і зменшувати шорсткість вихідної поверхні при оброблюванні

Оброблення виконувалось на зразках деталей з матеріалів, властивості яких наведенні у таб.1 та таб.2..

Але виходячи із фізики та технології процесу магніто-абразивного оброблення ми бачимо, що постійно змінюється різальна кромка та одні зерна замінюються іншими. Крім того, зона оброблення постійно знаходиться під дією мастильно охолоджуючої рідини, що дозволяє



активно зменшувати контактні температури та відводити елементи знімаемого шару-стружку.

### ***Висновки***

1 Аналіз експериментальних даних дає пояснення, що миттєві контактні температури у зони різання не перевищують гранично допустимі.

2 У подальших дослідженнях корисним є вивчення питання впливу комплексної дії силового та температурних полів у поверхневих шарах деталей на інтегральні показники параметрів наклепу.

### **Література**

- 1 Захаренко И.П Алмазные инструменты и процессы обработки.- К: Техника, 1980. – 216с
- 2 Композиційні підшипникові матеріали для підвищення умов експлуатації: Монографія/ Роїк Т.А., Киричок П.О., Гавриш А.П. – К.: НТУУ «КПІ», 2007.-404с
- 3 ГОСТ 801.10.86-73 Краски термоактивные светочувствительные. ( Состав, свойства, условия эксплуатации)
- 4 Гавриш А.П., Мельничук П.П. Технологія обробки магнітних матеріалів: Навчально-довідниковий посібник для студентів спеціальностей 7.090202 «Технологія машинобудування» 7.090203 «Металорізальні верстати та системи».- Житомир:ЖДТУ, 2004.-484с

УДК 621.9

**Витренко О.С., Кириченко И.А., Воронцов С.Б.**

ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ЗА СЧЕТ ОТДЕЛОЧНО - УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ**

*The article deals with the problems of finishing and strengthening body of rotation type machine-parts by means of knurls made of one sheet hyperboloid type blanks. There were determined the geometry-kinematics indexes such as relative speed of teeth surfaces, the length of contact lines, specific glide, etc., which influence the technology of machining.*

### ***Введение***

Зубчатые колеса являются наиболее распространенными деталями современных машин, механизмов и приборов. Значительный эффект повышения долговечности зубчатых колес, работающих в условиях циклических и знакопеременных нагрузок, которые со временем развивают концентраторы напряжений, достигается путем применения поверхностного пластического деформирования зубьев. Наиболее простым, распространенным и экономичным методом такой обработки является накатка зубьев при помощи накатного инструмента выполненного в виде зубчатого колеса.

В настоящее время наиболее эффективным методом обработки зубьев является упрочняюще-сглаживающая обработка. Известные методы поверхностно-пластического деформирования зубьев по всему профилю имеют серьезные недостатки. Главный из них это то, что продольная подача переменна вдоль профиля обрабатываемого зуба. С одной стороны зуба скольжение направлено от ножки и головки зуба к делительной окружности, а с другой стороны от делительной окружности к ножке и головке зуба. Это приводит к тому, что с одной стороны зубьев на делительной окружности образуется бугор, а с другой стороны образуется впадина. В результате использования существующих методов накатки зубьев получается зубчатое колесо с неправильной геометрической формой зуба. Для устранения этого недостатка необходимо выровнять скольжение вдоль профиля зуба, то есть сделать его равномерным. С этой целью необходимо спроектировать, специальный накатной инструмент, полученный согласно схемы формообразования третьего класса.

### ***Основная часть***

Настоящая статья посвящена упрочняюще-сглаживающему накатыванию зубьев при помощи накатников, выполненных на заготовке вида однополостной гиперболоид. Предложенные технологии и инструменты для такой обработки позволили не только повысить

производительность рассматриваемого процесса обработки, но и значительно уменьшить шероховатость за счёт скольжения появившегося в результате скрещивания осей накатного инструмента и накатываемых цилиндрических зубчатых колёс.

При скрещивании осей накатника и накатываемого зубчатого колеса, системы координат которых изображены на рисунке 1, определим поверхность накатного инструмента в пространственном станочном зацеплении как огибающую прямозубого цилиндрического зубчатого колеса, профиль которого записан в системе координат  $x_1y_1z_1$ :

$$x_1 = f_1 = -r_\theta (\cos \Theta + \Theta \sin \Theta); y_1 = f_2 (\sin \Theta - \Theta \cos \Theta); z_1 = z = \mu \quad (1)$$

здесь:  $\theta$  - угол развертки эвольвенты;  $\mu$  - расстояние по оси  $z_1$  до торца накатного инструмента.

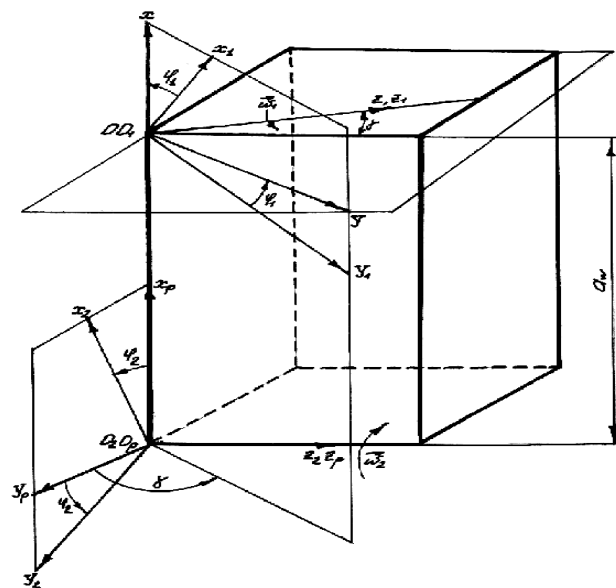


Рисунок 1 – Системы координат

Запишем в аналитическом виде профиль накатного инструмента, получаемый при помощи совокупности движений цилиндрического прямозубого колеса 1 и накатного инструмента (рисунок 1).

Введём следующие системы координат:  $f_1(x_1y_1z_1)$  и  $f_2(x_2y_2z_2)$ , связанные соответственно с накатываемым цилиндрическим зубчатым колесом 1 и искомым гиперboloидным накатником 2, а также неподвижную систему  $f(xyz)$ , относительно которой будем задавать положение подвижных систем координат. Все эти системы изображены на рисунок 1, здесь:  $\gamma$  - угол скрещивания осей,  $a_w$  – кратчайшее межосевое расстояние.

Произведем переход от системы координат обрабатываемого зубчатого колеса к системе координат накатного инструмента, при этом получим три уравнения, описывающие семейство поверхностей искомого накатника:

$$\begin{aligned}
 x_2 &= -r_0(\cos \theta + \theta \sin \theta)(\cos \varphi_2 \cos \varphi_1 + \cos \gamma \sin \varphi_2 \sin \varphi_1) + r_0(\sin \theta - \\
 &\theta \cos \theta)(\cos \gamma \sin \varphi_2 \cos \varphi_1 - \cos \varphi_2 \sin \varphi_1) - \mu \sin \gamma \sin \varphi_2 + a_w \cos \varphi_2 \\
 y_2 &= -r_0(\cos \theta + \theta \sin \theta)(\sin \varphi_1 \cos \gamma \cos \varphi_2 - \sin \varphi_2 \sin \varphi_1) + r_0(\sin \theta - \\
 &\theta \cos \theta)(\sin \varphi_2 \sin \varphi_1 + \cos \gamma \cos \varphi_2 \cos \varphi_1) - \mu \sin \gamma \cos \varphi_2 - a_w \sin \varphi_2 \\
 z_2 &= -r_0(\cos \theta + \theta \sin \theta) \sin \gamma \sin \varphi_1 + r_0(\sin \theta - \theta \cos \theta) \sin \gamma \cos \varphi_1 + \mu \cos \gamma
 \end{aligned} \tag{2}$$

Уравнения (2) представляют собой семейство поверхностей зубьев искомого накатного инструмента. Для связи параметров  $\varphi_1$ ,  $\theta$  и  $\mu$  запишем основное уравнение зацепления в следующем виде:

$$\vec{N} \cdot \vec{V}^{(12)} = 0 \tag{3}$$

где  $\vec{N}$  - вектор нормали к поверхностям зубьев инструмента и накатываемого колеса;  $\vec{V}^{(12)}$  - относительная скорость скольжения поверхностей сопряженных зубьев.

Присоединив уравнения (3) к уравнениям (2) получим уравнения поверхности зубьев искомого накатного инструмента.

Чистота и степень упрочнения зубьев зависит от относительной скорости скольжения, которая является главным движением накатки и которая меняется в широких пределах в зависимости от угла скрещивания осей накатного инструмента и накатываемого зубчатого колеса, а также от угла между вектором относительной скорости скольжения и направлением контактных линий. С увеличением этого угла, под накатной инструмент, будет втягиваться наибольшее количество охлаждающей жидкости или смазки, не будет выдавливания металла вдоль контактных линий, а процесс накатки будет происходить наиболее благоприятно.

Относительные скорости скольжения накатного инструмента по цилиндрическому зубчатому колесу определены в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 [V^{(12)}]^2 &= \{-(x_1'^2) \sin \varphi_1 + y_1' \cos \varphi_1\}(1 - u_{21} \cos \gamma) + Au_{21} \cos \gamma (y_1' \sin \varphi_1 - x_1' \cos \varphi_1) - \\
 &-(1 - u_{21} \cos \gamma)(y_1 y_1' + x_1' (x_1 - r)) \} / - \{y_1' \cos \varphi_1 + x_1' \sin \varphi_1 + [(x_1 - r) \cos \varphi_1 \\
 &- y_1' \sin \varphi_1](1 - u_{21} \cos \gamma) - Au_{21} \cos \gamma - [(x_1 - r) \cos \varphi_1 - y_1' \sin \varphi_1 + A]u_{21} \sin \gamma \}
 \end{aligned} \tag{4}$$

Угол между вектором относительной скорости скольжения и направлением контактных линий определен в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 \operatorname{tg} V_r &= \left\{ -\frac{\partial F}{\partial \psi} \left( \frac{\partial \vec{r}_1}{\partial \psi}, \vec{V}^{(12)} \right) [(x_1')^2 + (y_1')^2] - \frac{\partial F}{\partial V} \left( \frac{\partial \vec{r}_1}{\partial V}, \vec{V}^{(12)} \right) \right\} / \\
 & \left[ \frac{\partial F}{\partial V} \left( \frac{\partial \vec{r}_1}{\partial \psi}, \vec{V}^{(12)} \right) - \frac{\partial F}{\partial \psi} \left( \frac{\partial \vec{r}_1}{\partial V}, \vec{V}^{(12)} \right) \right] \sqrt{(x_1')^2 + (y_1')^2}
 \end{aligned} \tag{5}$$

Изучение и анализ этих двух основных геометро-кинематических показателей процесса накатки зубьев при помощи многозаходных гиперболоидных накатников, позволяет правильно выбрать геометрию и конструкцию проектируемого инструмента. Численный расчет на ЭВМ этих показателей позволяет правильно проектировать накатной многозаходный инструмент из различных сечений тела вида однополостной гиперболоид.

Из последнего выражения видно, что в точках контактных линий на поверхности зубьев, для которых знаменатель выражения равен нулю,  $V_r = 90^\circ$ , что является самым благоприятным условием накатывания зубьев и самым неблагоприятным для их нарезания. В точках контактных линий, для которых числитель последнего выражения равен нулю,  $V_r = 0^\circ$ , что является самым благоприятным условием для процесса резания и самым неблагоприятным условием для процесса накатывания зубьев.

Анализируя последний геометро-кинематический показатель процесса накатки зубьев, видим, что зависимости угла между контактной линией и скоростью скольжения зависят от количества заходов инструмента и его геометрической формы. При определённых углах скрещивания осей эти показатели меняют свое направление, а следовательно наблюдаются особые точки, в которых процесс накатки не благоприятен, следовательно конструировать инструмент с такими параметрами нельзя, и он окажется неработоспособным.

### **Выводы**

1 Определены недостатки существующих методов накатки зубьев и предложен новый способ накатки.

2 В пространственном станочном зацеплении найдены поверхности гиперболоидных инструментов предназначенных для накатки цилиндрических зубчатых колес.

3 В аналитическом виде получены относительные скорости скольжения накатника по обрабатываемому цилиндрическому зубчатому колесу, а также угол между направлением контактной линией и относительной скоростью скольжения.

4 Показано влияние основных геометро-кинематических параметров процесса накатки на качество обработанной поверхности.

### **Литература**

- 1 Витренко В.А. Гиперболоидные инструменты для обработки и отделки цилиндрических прямозубых зубчатых колёс. Докт. диссертация, - Луганск, 1995. – 305с.
- 2 Витренко В.А. Изготовление и отделка цилиндрических зубчатых колёс гиперболоидными инструментами. Монография. Луганск, изд-во ВЛУ, 1994. – 112с.
- 3 Гавриленко В.А. Основы теории эвольвентной зубчатой передачи. – М.: Машиностроение, 1969г. - 432с.
- 4 Кириченко И.А. Создание гиперболоидных передач с линейным контактом зубьев на базе специальных режущих инструментов. Дисс. докт. тех. наук.: 05.02.02 – «Машиноведение» - Луганск, 2004. – 350 с.
- 5 Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Наука, 1968г. – 584с.
- 6 Родин П.Р. Климов В.И. Технология изготовления зуборезного инструмента. Киев, Техника, 1982. – 207с.
- 7 Родин П.Р. Проектирование и производство режущего инструмента. [Учеб. пособие для вузов специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструмент»]. Изд. 2-е, перераб. и доп. – К.: Техника, 1968. –358 с.
- 8 Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента. – М.: Машгиз, 1961г. – 156с.

УДК 621.92

**Калафатова Л.П., Поезд С.А.**  
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

**ВЛИЯНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРНЫЕ И СИЛОВЫЕ  
ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ, А ТАК ЖЕ НА  
КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ СИТАЛЛОВ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ  
РЕЖИМАХ РЕЗАНИЯ**

*Researches by definition of influence of modes of grinding on thermal and power characteristics of processing of cyttalles are carried out. Mathematical dependences of forces and temperatures in a zone of machining from modes of cutting are received.*

***Введение***

Хрупкие неметаллические и композиционные материалы, в частности техническая керамика и ситаллы, вытесняя собою металлы, часто незаменимы во многих отраслях промышленности и народного хозяйства страны. Физико-механические свойства конструкционной керамики по сравнению со всеми видами металлов, которые в настоящее время применяются в качестве главных материалов для изготовления деталей машин, имеют преимущества по уровню жаростойкости, износостойкости, коррозионной стойкости, стойкости к воздействию химикатов.

При обработке хрупких неметаллических материалов (ХНМ), в том числе и ситаллов, состояние поверхностного и приповерхностного слоев, а также точность обработанных деталей существенно зависят от тепловых и силовых явлений, возникающих в зоне резания вследствие взаимодействия рабочих зерен круга с поверхностью детали. По аналогии с металлами можно предположить, что физико-механическое состояние поверхностного слоя изделий в значительной степени определяется тепловыми процессами, характерными для шлифования. Поэтому, при организации процессов механической обработки важно знать характер и интенсивность воздействия, прежде всего, режимов резания, как одного из основных факторов, определяющих эффективность шлифования, на температуру и силовые характеристики процесса резания, и, как следствие, на качество (дефектность) изделия. Управление качеством шлифованной поверхности в значительной мере сводится к установлению этих связей и воздействию через них на тепловой и динамический режимы шлифования и физико-механические свойства формируемого поверхностного слоя изделий.

Многими авторами, например [1,2], успешно, теоретически и экспериментально, исследовались тепловые процессы при шлифовании металлов и влияние температуры на качество обработанной поверхности. Однако, при шлифовании ХНМ физика процесса диспергирования материала припуска иная по сравнению с обработкой металлов, что

связано, в первую очередь, со структурой, физико-механическими свойствами и характером разрушения этих материалов. Это затрудняет использование уже разработанных методик для металлов при изучении тепловых явлений обработки ситаллов. Имеются отдельные немногочисленные работы [3], посвященные исследованию зависимости контактных температур, возникающих при чистовом шлифовании ситаллов и керамики (глубина резания  $t$  не более 0,05 мм) и суперфинише, от условий шлифования. Практически не исследованы тепловые процессы и уровень температур в зоне обработки при черновом «глубинном» шлифовании ситаллов ( $t > 0,1$  мм при плоском шлифовании периферией круга), хотя доля этих операций в технологических процессах формообразования изделий типа конструкций достаточно велика. Это связано, в первую очередь, с необходимостью удаления на этих операциях значительного припуска, достигающего 5-7 мм на сторону. Качество, прежде всего дефектность обработанного поверхностного слоя, определяет продолжительность последующих финишных операций обработки.

Считается [4], что развитие трещин – дефектов в обрабатываемом материале при шлифовании кроме механических напряжений зависит также от уровня возникающих термоупругих напряжений, которые, в свою очередь, связаны с предельной величиной теплового потока. Кроме этого, существует мнение, что максимальная температура в зоне взаимодействия круга с обрабатываемой поверхностью ситалла при нормальных условиях протекания процесса резания не превышает 450 - 500°C. Известно, что ситаллы, обладая высокой тепловой инерцией, обусловленной их низкой теплопроводностью, выдерживают уровень температур до 1000°C в условиях кратковременного высокотемпературного неравномерного нагрева. В большинстве случаев при расчетах влияние температуры на дефектность сформированной поверхности не учитывается. Поэтому значительный интерес представляют определение реальной температуры в зоне шлифования ХНМ при различных условиях обработки, а так же влияния температуры, сил, и условий протекания процесса (наличие охлаждения) на дефектность сформированной поверхности.

В работе представлены результаты экспериментальных исследований величины температуры и сил резания в зоне шлифования ситаллов при вариации режимов обработки с использованием охлаждения и «всухую». А так же исследовано влияния температурных, силовых параметров процесса обработки, и наличия СОТС на дефектность сформированной поверхности.

### ***Основная часть***

Эксперимент проводился по жесткой схеме плоского шлифования периферией круга на станке 3672 алмазным кругом 1A1 200x10x3x76 А 250/200-4-M2-01. Обработке подвергались образцы из ситалла АС-418 с размером обрабатываемой поверхности 10×20 мм. В качестве СОТС использовался водный раствор кальцинированной соды с 10% добавлением масла. План проведения эксперимента – полуреплика  $2^{3-1}$  с

повторением каждой точки не менее 3 раз. Диапазон варьируемых параметров: скорость круга  $v_k = (23 - 41)$  м/с; подача  $s = (1,1 - 4,47)$  м/мин; глубина резания  $t = (0,1 - 0,4)$  мм.

Формулы полученных зависимостей температуры в зоне контакта круга с обрабатываемыми образцами и составляющих силы резания от режимов обработки приведены в таблице.

Таблица 1 – Формулы для расчета температуры и составляющих силы резания при шлифовании

	Обработка с СОТС	Обработка без СОТС
Температура $^{\circ}\text{C}$	$\Theta = 12,8 \cdot t^{0,25} \cdot s^{0,55} \cdot v^{0,97}$	$\Theta = 126 \cdot t^{0,44} \cdot s^{0,26} \cdot v^{0,19}$
Сила $P_y$ , Н	$P_y = 286,37 \cdot t^{0,79} \cdot s^{0,6} \cdot v^{-0,98}$	$P_y = 27,49 \cdot t^{0,46} \cdot s^{0,31} \cdot v^{-0,29}$
Сила $P_z$ , Н	$P_z = 1,68 \cdot t^{0,9} \cdot s^{0,77} \cdot v^{0,38}$	$P_z = 1,26 \cdot t^{0,12} \cdot s^{0,47} \cdot v^{-0,08}$

Исследовались наиболее неблагоприятные – максимальные по уровню температур и усилий резания условия обработки, так как в этих случаях существует наибольшая опасность развития дефектов структуры, что может привести к браку обрабатываемой детали. Полученные зависимости контактных температур и составляющих силы резания при плоском шлифовании ситалла для наиболее неблагоприятных условий обработки приведены на рис. 1-3.

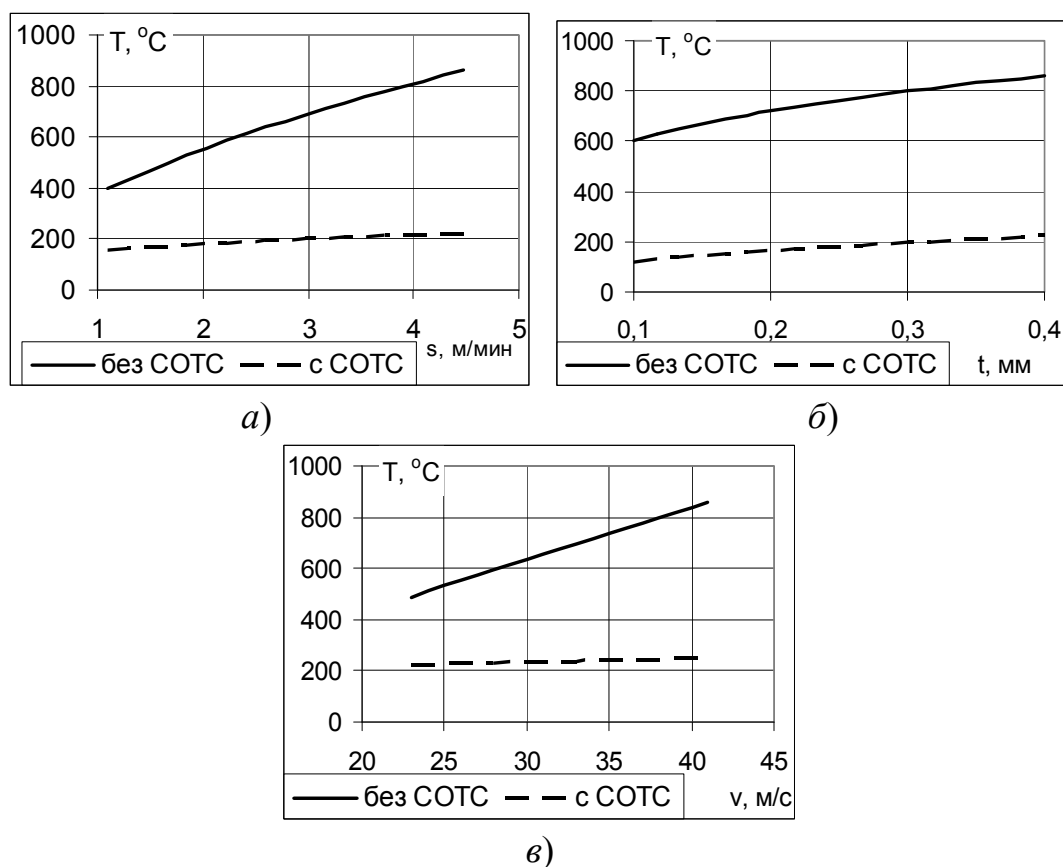


Рисунок 1 – Влияние режимов обработки на температуру в зоне шлифования при обработке ситалла с охлаждением и «всухую». Режимы обработки:

а)  $v_k = 41$  м/с,  $t = 0,4$  мм; б)  $v_k = 41$  м/с,  $s = 4,47$  м/мин; в)  $s = 4,47$  м/мин,  $t = 0,4$  мм



Режимы обработки в неодинаковой мере, как качественно, так и количественно, влияют на силы и температуру в зоне обработки. Как видно из приведенных зависимостей, с увеличением глубины резания  $t$  и подачи  $s$  силы резания увеличиваются, а с увеличением скорости круга  $v_k$  – уменьшаются. При этом температура в зоне обработки увеличивается, так как увеличивается количество выделяемого тепла, что ориентировочно можно представить произведением  $\Theta = P_z v_k$  [3].

При шлифовании всухую с использованием верхнего уровня параметров режима шлифования, прежде всего, подачи и глубины, температура достигает  $800^\circ\text{C}$ . При обработке в таких же условиях, но с использованием СОТС (см. рис. 2) температура не превышает  $250^\circ\text{C}$ . Таким образом, шлифование с использованием СОТС в рассмотренных условиях во всем диапазоне варьирования режима шлифования обеспечивает изменение температуры от  $160^\circ\text{C}$  до  $250^\circ\text{C}$ , при шлифовании «всухую», соответственно, от  $400^\circ\text{C}$  до  $850^\circ\text{C}$ . При этом в обоих случаях наблюдается тенденция увеличения температуры при работе с наиболее интенсивными режимами.

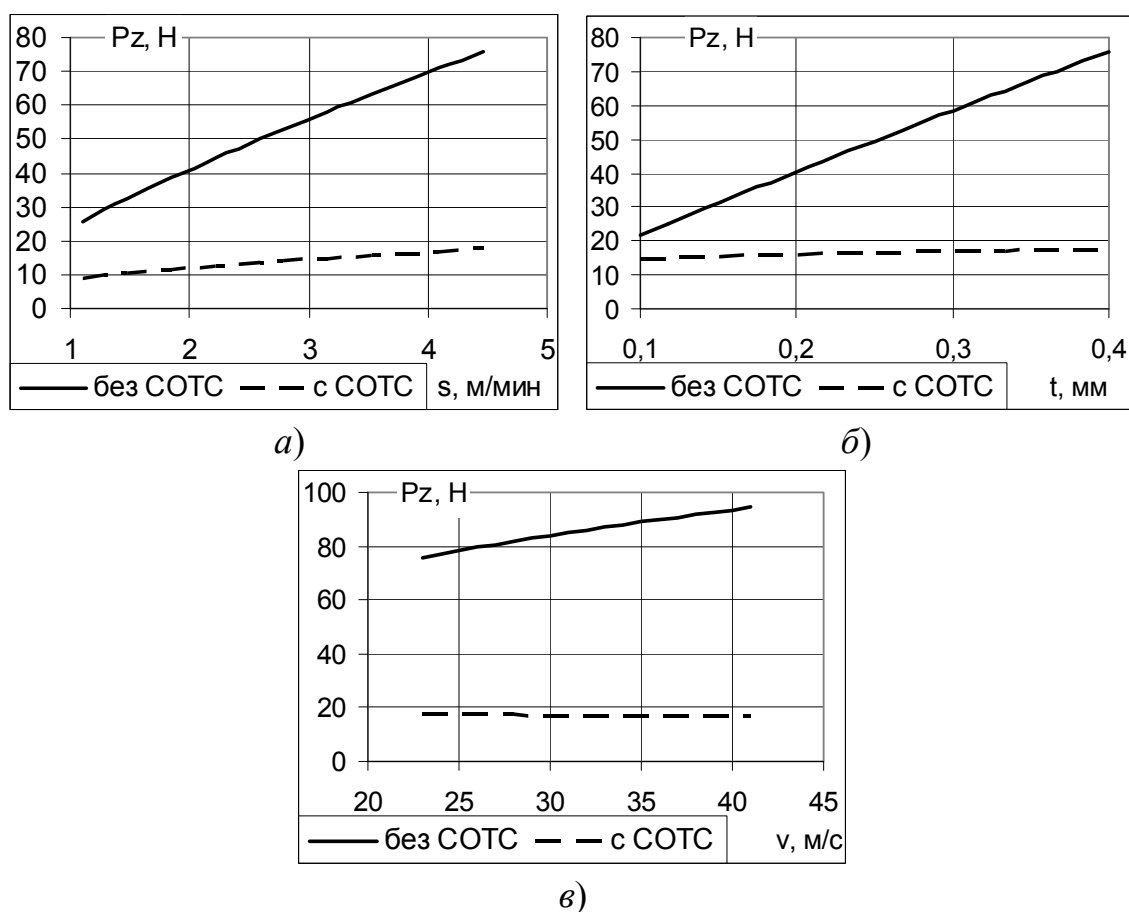


Рисунок 2 – Влияние режимов обработки на тангенциальную составляющую силы резания при шлифовании ситалла с охлаждением и «всухую». Режимы обработки:

а)  $v_k=23$  м/с,  $t=0,4$  мм; б)  $v_k=23$  м/с,  $s=4,47$  м/мин; в)  $s=4,47$  м/мин,  $t=0,4$  мм

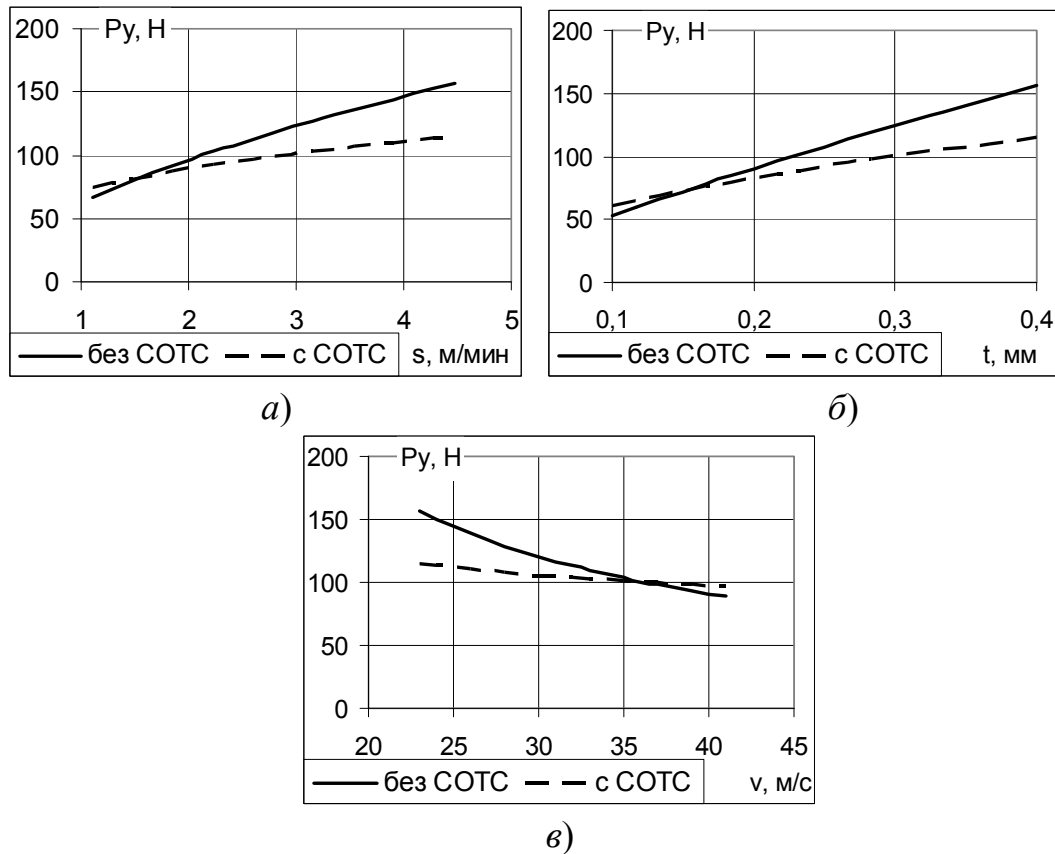


Рисунок 3 – Влияние режимов обработки на радиальную составляющую силы резания при шлифовании ситалла с охлаждением и «всухую». Режимы обработки: а)  $v_k = 23$  м/с,  $t = 0,4$  мм; б)  $v_k = 23$  м/с,  $s = 4,47$  м/мин; в)  $s = 4,47$  м/мин,  $t = 0,4$  мм

Из приведенных зависимостей (см. таблицу) можно видеть, что увеличение глубины резания в большей степени влияет на повышение температуры в зоне обработки, чем увеличение подачи. Подобные выводы были сделаны и Т. Kato и Hiroshi Fujii [1] в исследованиях, выполненных при шлифовании металлов. Это позволяет сделать вывод, что лучшим способом повышения производительности за счет интенсификации режима обработки при шлифовании как ХНМ, так и металлов является увеличение подачи.

С применением СОТС контактная температура по сравнению с обработкой «всухую» уменьшается в среднем в 3 раза. В то же время радиальная составляющая силы резания  $P_y$  изменяется в гораздо меньшей степени. Границы диапазона изменения  $P_y$  при работе с охлаждением составляют 60 Н...120 Н и при работе «всухую» 60 Н...160 Н (см. рис. 3). Для тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  границы диапазона имеют следующие значения: при работе с охлаждением 10 Н...18 Н и при работе «всухую» 25 Н...80 Н (см. рис. 2). В среднем, обработка без охлаждения сопровождается увеличением силы  $P_z$  от 2,5 до 4,2 раз. По всей видимости, это обусловлено увеличением трения связки круга по обрабатываемой поверхности.

Для качественной оценки влияния режимов шлифования и условий протекания процесса резания на дефектность поверхности поводилось исследование обработочной дефектности экспериментальных образцов методом люминесцентной дефектоскопии.

Метод состоит в послойном травлении (через 20 мкм) и наблюдении обработочной дефектности с фотосъемкой каждого из слоев до тех пор, пока не исчезнет обработочная дефектность и не начнет появляться структурная.

Травление осуществляется с помощью раствора смеси кислот HF, H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>, HCl, при этом нетравленая сторона защищается разогретым раствором парафина. После травления растворителями снимали слой парафина и обильно промывали образец проточной питьевой водой. Обработанные таким образом образцы погружали в люминесцентную жидкость ЛЖ-6А и выдерживали их в течение одного часа при температуре 15°C, после чего снова промывали в большом количестве проточной питьевой воды и сушили в потоке горячего воздуха в течение 30 минут.

Полученные образцы устанавливали на предметный столик люминесцентного микроскопа “Люмам” и проводили наблюдение обработочной дефектности. С помощью цифровой фотокамеры OLYMPUS производили съемку полученного изображения.

На рисунках 4, 5 представлены снимки обработочной дефектности, сделанные на глубине 100 мкм относительно поверхности шлифования, соответствующие различным режимам и условиям обработки.

Образцы на фотографиях рисунка 4 обрабатывались в тяжелых условиях, при максимальных в диапазоне варьирования режимах. Осуществлялось глубинное шлифование, при котором глубина резания превышает величину вылета алмазов над поверхностью круга. Образец, фотография которого представлена на рисунке 4,а, обрабатывался «всухую», на рисунке 4, б – с применением СОТС.

В рассматриваемом случае глубинного шлифования применение СОТС существенно сказалось на величине тангенциальной составляющей силы резания (за счет смазывающего действия СОТС) и на температуре в зоне обработки (за счет охлаждающей способности среды). Однако радиальная составляющая осталась практически без изменений (см. рис. 1-3). При этом линейные размеры дефектов среднего уровня в среднем уменьшились в 3 раза.

На рисунке 5 представлены фотографии дефектности, соответствующей обработке в более благоприятных условиях, при минимальных значениях глубины резания и подачи из варьируемого диапазона. В этом случае средняя величина вылета зерна на немного превышает глубину резания ( $t = 0,1$  мм), а так же на каждое зерно приходится меньший снимаемый припуск за счет соотношения величины подачи и скорости резания, что существенно отражается и на силах, и на температуре в зоне обработки. Образец, фотография которого представлена на рисунке 5,а, обрабатывался «всухую», на рисунке 5,б – с

применением СОТС. Применение СОТС позволило уменьшить размер дефекта более чем в 2 раза.

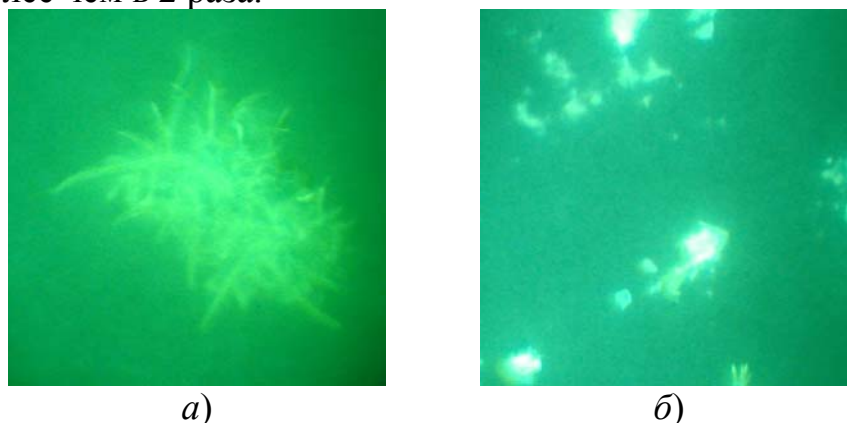


Рисунок 4 – Образцы, обработанные с наиболее интенсивными, одинаковыми режимами  $V = 41$  м/с;  $S = 4,47$  м/мин;  $t = 0,4$  мм, глубина травления – 100 мкм:  
а) без СОТС,  $\Theta = 860$  °С;  $P_y = 82$  Н;  $P_z = 94$  Н, б) с СОТС  $\Theta = 250$ °С;  $P_y = 96$  Н;  $P_z = 17$  Н. Увеличение  $\times 200$

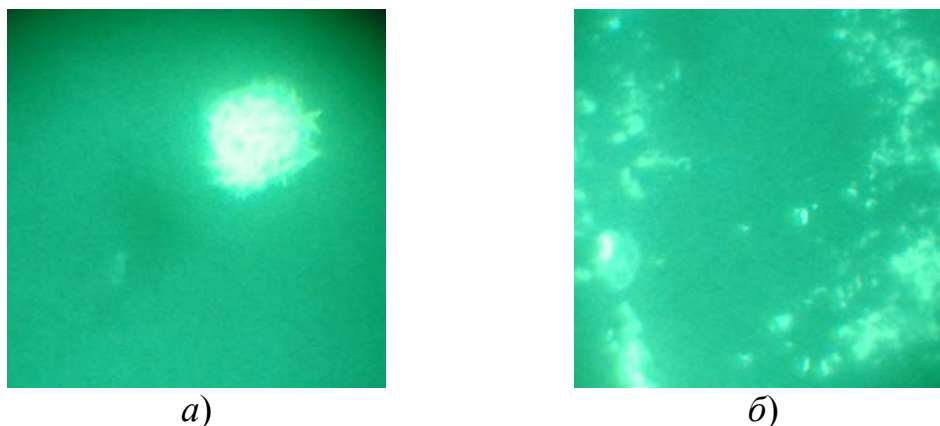


Рисунок 5 – Образцы, обработанные с наиболее щадящими, одинаковыми режимами  $V=41$ м/с;  $S = 1,1$  м/мин;  $t=0,1$  мм, глубина травления – 100 мкм:  
а) без СОТС,  $\Theta=278$  °С;  $P_y = 13$  Н;  $P_z = 9$  Н, б) с СОТС  $\Theta = 91$  °С;  $P_y = 33$  Н;  $P_z = 9$  Н. Увеличение  $\times 200$

Фотография (см. рис. 4,б) принадлежит образцу, который обрабатывался при интенсивных режимах с применением СОТС. Температура в зоне обработки составила 250°С. Образец (см. рис. 5,а) обрабатывался при более щадящих режимах, но без СОТС. Температура при этом была 280°С. При практически равном значении температуры и больших значениях сила наличие СОТС позволило уменьшить средний размер дефекта в 1,9 раза.

Уменьшение дефектности связано с благотворным влиянием охлаждающей, смазывающей способностей, и, важным при обработке ХНМ, свойством СОТС – диспергирующим [9].

Диспергирующее свойство СОТС заключается в эффекте адсорбционного понижения прочности и облегчении деформации твердых тел в присутствии поверхностно-активных СОТС, что имеет особенно важное значение в процессах алмазно-абразивной обработки хрупких

материалов. При реализации этих процессов возникающее напряженное состояние охватывает тонкие поверхностные слои твердого тела, прежде всего обрабатываемой детали, что благоприятствует проявлению эффекта адсорбционного понижения прочности обрабатываемого материала под действием среды, то есть усиленного поверхностного диспергирования, что выражается в интенсивности съема материала при прочих равных условиях. Основная причина разрушающего действия жидкости заключается в проникновении тончайших ее пленок на уровне слоев молекул в деформированный материал, и разупрочнении его поверхностного слоя. При этом мельчайшими каналами, по которым проходит жидкость, являются микротрещины, присущие как исходной структуре самого обрабатываемого материала, так и возникающие при обработке.

### *Заклучение*

В работе получены и проанализированы температурные и силовые характеристики процесса шлифования ситалла в зависимости от режимов шлифования при обработке с охлаждением и «всухую». Установлено, что увеличение глубины резания в большей степени влияет на повышения сил и температуры в зоне обработки, чем увеличение подачи.

В условиях обеспечения формирования качественной поверхности (по параметру дефектности) необходимо наличие СОТС, обладающей диспергирующими свойствами

### *Литература*

- 1 Т. Kato, Hiroshi Fujii “Temperature Measurement of Workpieces in Conventional Surface Grinding”// Journal of Manufacturing Science and Engineering MAY 2000, pp 297-303.
- 2 Ли, Чжень. Моделирование процесса шлифования//Современное машиностроение, серия Б. 1989, №8. С 36 – 44.
- 3 Хрульков В. А., Головань А. Я., Федотов А. И. Алмазные инструменты в прецизионном приборостроении. М., «Машиностроение», 1977, 222с.
- 4 Теплофизика механической обработки: Учебн. пособие / А. В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.; Одесса: Лыбидь, 1991.-240с.
- 5 Витвицкий П. М., Попина С.Ю. Прочность и критерии хрупкого разрушения стохастически дефектных тел. – К.:Наук. думка, 1980. – 186с.
- 6 Мухтасимов Ф. Н., Федотов И. П., Зеленев Ю. В. Физические методы измерения. Ташкент: Фан, 1988, 572с.
- 7 Неделько А.Ю. Преимущества и недостатки бесконтактного измерения температуры// Огнеупоры и техническая керамика. 2004, №7. С. 43–46.
- 8 Спиридонов А.А. Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. М.: Машиностроение, 1981. – 184с.
- 9 Калафатова Л. П. Технологические среды как способ интенсификации процессов механической обработки стекломатериалов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонГТУ. – 1996. – Вып. 3. – С. 25-37.

УДК 621.86

**Гевко І.Б.**

ТДТУ ім. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

## **РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ З ВИЗНАЧЕННЯ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ НА КОНСТРУКТИВНІ ПАРАМЕТРИ ГВИНТОВИХ ДЕТАЛЕЙ**

*In the article the basic directions of theoretical pre-conditions development of spiral driven elements shaping of mechanization and automation facilities are resulted. As the result of experimental researches the influence of technological and structural factors on structural parameters forming of spiral details got with using the different charts and terms of shaping are set.*

### ***Постановка питання***

Гвинтові транспортно – технологічні механізми – складова частина комплексної механізації і автоматизації виробництва від правильного вибору раціональних, конструктивних і силових параметрів залежить їх продуктивність, надійність і довговічність. Гвинтові елементи отримали широке застосування у всіх галузях народного господарства в якості засобів механізації і автоматизації виробничих процесів. Сучасний розвиток усіх галузей народного господарства вимагає значного підвищення техніко – економічних параметрів засобів механізації і автоматизації багатофункціонального призначення.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Питаннями теорії та практики гвинтових механізмів присвячено цілий ряд праць [1, 2, 3, 4], однак цілий ряд питань залишається невирішеним.

Робота виконується згідно постанови Кабінету Міністрів України "Про розвиток сільськогосподарського машинобудування і забезпечення агропромислового комплексу конкурентоспроможною технікою на 2004-2008 роки.

### ***Мета роботи***

Метою роботи є розроблення теоретичних передумов формоутворення гвинтових робочих органів засобів механізації і автоматизації.

### ***Реалізація роботи***

Дослідження конструктивних параметрів навивних гвинтових стрічок здійснювали двома способами на ребро на циліндричну оправку з перпендикулярним розміщенням притискного ролика і неперервним навиванням [1].

Висока точність виготовлення гвинтових деталей методом навивання на оправку дозволяє отримати точні шнеки без кінцевого їх оброблення по зовнішньому діаметру. При цьому важливе значення має точне визначення ширини заготовки, на яке суттєво впливає усадка полоси при різних схемах і режимах навивання проведені експериментальні дослідження їх виготовлення. Встановлено, що величина усадки полоси залежить в першу чергу від пластичності матеріалу, ступеня деформації, співвідношення ширини до товщини заготовки, величини прикладання сили згину, конструкції пристрою, яке створює відповідну схему згину та формуючих роликів.

В цілому усадку можна розділити на усадку згину та усадку зминання на формувальних інструментах. Дослідженнями встановлено, що значення усадки від згину відповідають даним отриманим при згині полоси з м'якої сталі пуансонами в штампах.

На рис.1 представлено залежності зміни коефіцієнта усадки заготовки з сталі 3 на оправку з взаємно-перпендикулярним розміщенням осі навивної оправки і притискного ролика. Встановлено, що усадка на інструменті залежить від конструкції навивного пристрою і складає  $\Delta = (0.0045 \dots 0.022)B$  - ширини заготовки при неперервному навиванню, а в конструкціях пристроїв з радіальним притискним роликом  $\Delta = (0.025 \dots 0.055)B$ . При цьому більші значення усадки відповідають меншим значенням відносного радіуса згину  $r' = r/B$ , відносної товщини  $h' = H_0/B$ , довжини плеча прикладання сили згину і радіуса обтискного ролика. Загальна усадка полоси в окремих випадках може досягти 12...15% ширини полоси і суттєво впливати на зміну параметрів самої спіралі. Тому величину усадки полоси доцільно враховувати при виборі марки її матеріалу та розмірів.



Рисунок 1 – Експериментальні зразки

Експериментально встановлено значення коефіцієнта усадки полоси для різних в'язких матеріалів з яких здійснюють навивання гвинтових

деталей. При цьому формула для визначення величини усадки буде мати вид:

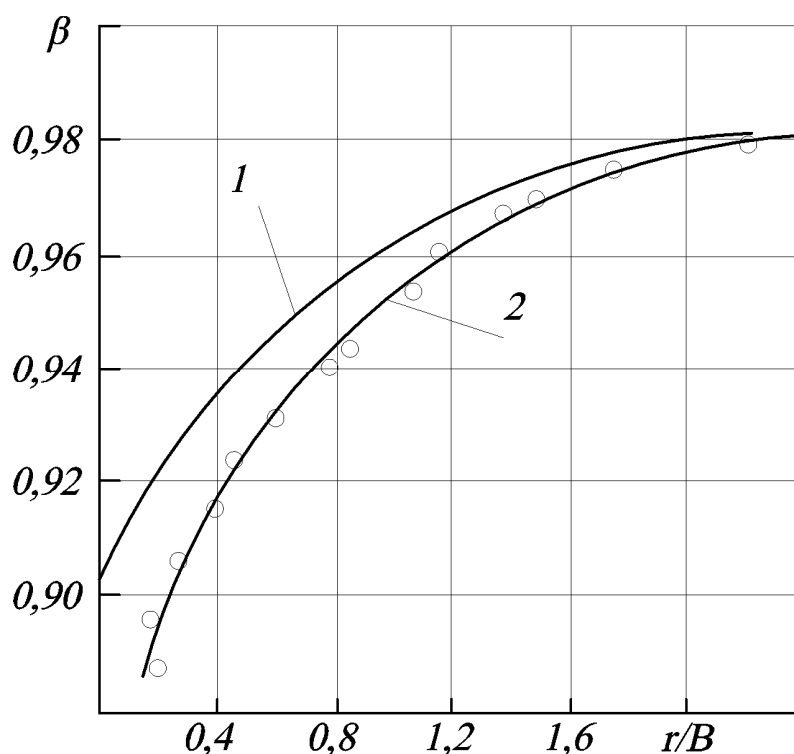
$$\Delta y = km[2(r + B) / D_{em}]^n, \quad (1)$$

де  $k$  – коефіцієнт усадки полоси;  $m, n$  – відповідно параметри, які залежать від матеріалу заготовки  $D$  і діаметра обтискної втулки  $D_{em}$ ;  $B, r$  – відповідно ширина полоси і радіус оправки, мм.

В результаті експериментальних досліджень встановлено, що загальну усадку полоси доцільно визначити з залежності [1]

$$\Delta B = \Delta B_{зг} + \Delta B_{зм}, \quad (2)$$

$\Delta B_{зг}$  – усадка полоси при формоутворенні гвинтової деталі;  
 $\Delta B_{зм}$  – усадка полоси від зминання.



- 1 – при згині широких стрічок з пластичного матеріалу в штампах;
- 2 – при згині вузьких стрічок із сталі 08 кп на оправку з взаємно перпендикулярним розташуванням осей оправки і обтискного ролика

Рисунок 2 – Зміна коефіцієнта усадки в залежності від відносного радіуса згину

При прокатуванні гвинтових деталей для розрахунку параметрів процесу прокатування важливо знати збільшення ширини для кожного конкретного випадку. Експериментальні дослідження залежності абсолютного збільшення ширини  $\Delta B$  при прокатуванні полоси різного поперечного січення з різним обтиском трапецевидного профілю робочими валиками радіусом  $R_B = 62,5 \text{ мм}$  без застосування мастильно – охолоджувальних рідин з коефіцієнтом тертя представлено на рис.2 [1].



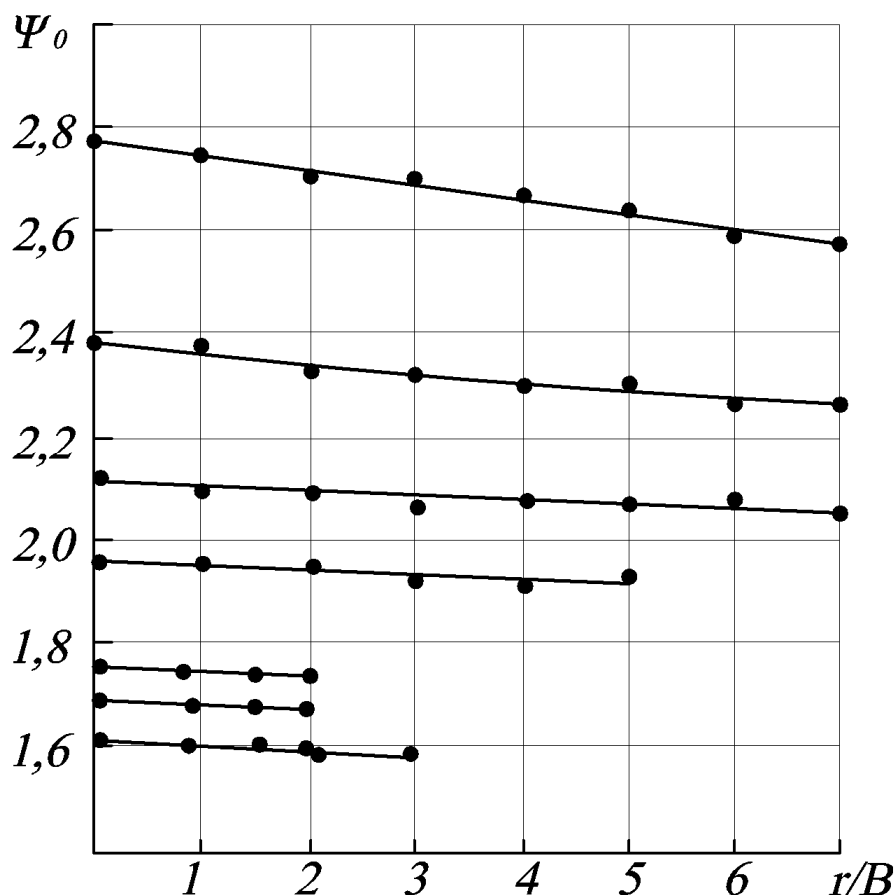
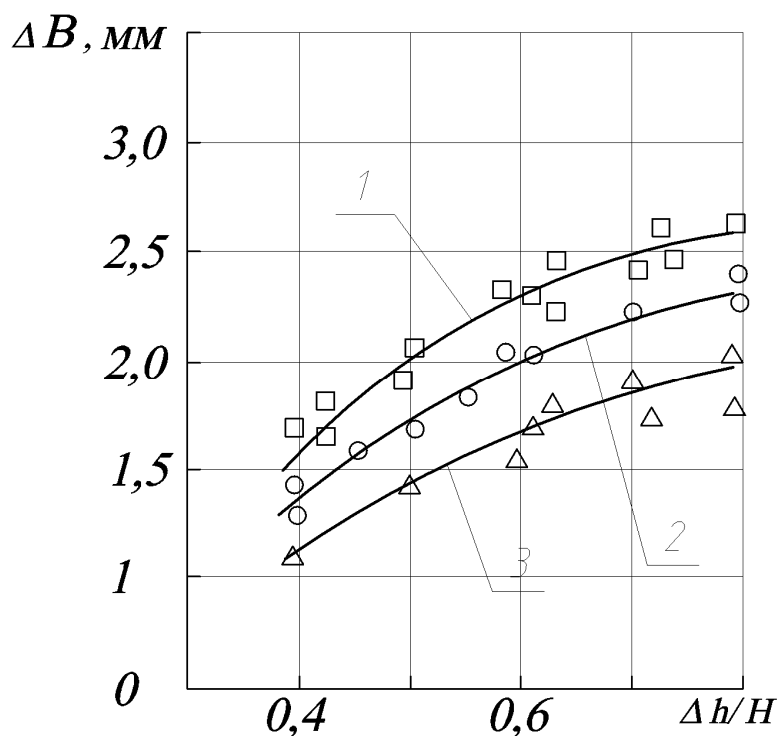


Рисунок 3 – Зміна коефіцієнта нерівномірності витяжки  $\psi$  першого кільця для сталі 08кп

Як встановлено експериментально на збільшення ширини значний вплив мають: величина обтиску заготовки по її ширині, радіус робочих валиків, марка матеріалу з якого виготовлена заготовка та коефіцієнти тертя. Встановлено, що збільшення ширини полоси відбувається внаслідок збільшення зусилля обтиску, з збільшенням радіуса робочих формувальних валків і коефіцієнтів тертя.

Важливим технологічним фактором для визначення конструктивних параметрів гвинтових деталей і технологічного оснащення має коефіцієнт нерівномірності витягування при розтягуванні гвинтової заготовки на заданий крок.

Експериментальними дослідженнями встановлено, що цей коефіцієнт є не постійним і змінюється від різних факторів. На рис.3 представлені графічні залежності зміни цього коефіцієнта при розтягуванні спіралі від співвідношення кроку спіралі до її внутрішнього діаметра ( $T/d$ ) і величини початкового значення коефіцієнта нерівномірності витяжки плоскої заготовки (відношення ширини витка до радіуса оправки  $\varphi = (B/r + 1)$  для полос різного січення сталі 3 і сталей 08 кп).



1 – 60×3, 2 – 40×3, 3 – 40×2

Рисунок 4 – Залежність розширення полоси від відносного обтиску при прокатуванні спіралей із різних заготовок, сталі 08 кп по трапецевидному профілю робочими валками радіусом 62,5 мм

Встановлено, що степінь зміни коефіцієнта витяжки залежить від самих різних факторів: параметрів спіралі, яку розтягують, кроку, відношення ширини полоси до радіуса оправки, матеріалу заготовки, відношення ширини до товщини полоси, способу формування деталей та інше.

Крім цього в результаті експериментальних досліджень встановлено, що товщина гвинтової деталі по зовнішньому діаметру зменшується на 0,1...0,25 мм, для полос 1,5...3 мм.

Для одержання спіралі з заданими параметрами перш за все необхідно визначити зміну плинної ширини спіралі по довжині заготовки, яка залежно від кроку  $T$ , зовнішнього і внутрішнього діаметрів визначається залежністю

$$L = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\varphi} \sqrt{T^2 + \pi^2 [D_0^2 + (d \cdot D_0 / d_{\varphi})^2]} d\varphi, \quad (3)$$

де  $D_0$  – діаметр нейтрального шару розтягнутої спіралі;  $D_0 = D - \gamma B$ , ( $\gamma$  – поправочний коефіцієнт;  $\gamma=1,1-1,2$ );  $\varphi$  – кутовий параметр рівняння спіралі (гелікоїда).

Значення діаметра оправки, що відповідає внутрішньому діаметру щільного пакета витків, пов'язане з поточною шириною смуги залежністю

$$d_0 = \frac{2kB(1 - 0,021T/d)}{\sqrt{(\pi^2 D^2 + T^2)/(\pi^2 d^2 + T^2)} - 1}, \quad (4)$$

де  $B$  – ширина смуги на поточній довжині, мм;  $T$ ,  $D$ ,  $d$  – відповідно крок, зовнішній і внутрішній діаметри спіралі на ділянці смуги шириною  $B$ , мм;  $k$  – коефіцієнт, який враховує технічний стан смуги і умови формоутворення,  $k \approx 0,95 \dots 1,1$ .

При конкретних параметрах спіралі поточна довжина оправки  $l$  пов'язана з поточною довжиною смуги  $L$  залежністю

$$l = \int_0^L \frac{H_0(\psi - 1)}{2\pi B^4 \sqrt{\psi}} dL, \quad (5)$$

де  $H_0$  – товщина заготовки;  $\psi$  – коефіцієнт нерівномірності витяжки.

При навиванні спіралей із клиноподібних смуг з прямими кромками довжиною  $L_0$ , початковою шириною  $B_1$  і кінцевою  $B_2$  залежність набуде вигляду

$$l = \frac{L_0}{2\pi(B_2 - B_1)} \int_{B_1}^{B_2} \frac{\psi - 1}{B^4 \sqrt{\psi}} dB \quad (6)$$

### **Висновки**

В результаті експериментальних досліджень встановлено вплив технологічних і конструктивних факторів на формування конструктивних параметрів гвинтових деталей отриманих з використанням різних схем і умов формоутворення.

Встановлено вплив усадки, коефіцієнта нерівномірності витяжки і видовження гвинтових деталей на їх конструктивні параметри. Встановлено значення коефіцієнтів аналітичних залежностей для визначення величини усадки і видовження поперечного січення гвинтових деталей машин.

### **Література**

- 1 Гевко Б.М. Технология изготовления спиралей шнеков. Львов, Вища школа, 186, 126с.
- 2 Аверкиев Ю.А. Холодная штамповка Изд.Ростов. у-ту, 1984, 288с.
- 3 Машнин Е.Н. Гибка, правка на ротационних машинах. М.Машиностроение, 1987, 275с.
- 4 Патент №27802, Україна. Пристрій для формотворення гвинтових опор пднімально-транспортної лебідки. Гевко І.Б., Ляшук О.л., Колесник О.А. Бюл.№18, 2007.

УДК 621.924.

**Петраков Ю.В., Паньків К.М.**  
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

## **МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ШЛІФУВАННЯ 3-D ПОВЕРХОНЬ**

*The mathematical model of grinding process of 3-D surface is presented. The model binds the basic geometrical and kinematics parameters of process to the volume of the deleted material and at a speed of delete. The numeral algorithm of simulation of process are developed on a computer. The results of simulation for grinding of profile of caliber for the cold rolling of pipes are presented.*

В сучасному машинобудуванні використовується значна кількість деталей зі складними поверхнями, які обробляються шліфуванням. Процеси шліфування 3-D поверхонь виконуються, як правило, на шліфувальних верстатах з ЧПУ і, по суті, є процесами шліфування з дискретною подачею на рядок. Процес шліфування складної поверхні істотно відрізняється від процесів обробки поверхонь постійної кривизни. Основна відмінність полягає в складних траєкторіях формоутворювальних рухів, формі інструменту, заготовки - тобто в геометричних умовах. Наслідком цього є істотна зміна, непостійність геометричних параметрів шару припуску (змінюється в десятки разів), що зрізається, залежно від ділянки оброблюваної поверхні, що приводить до суттєвих змін сили різання і інших основних характеристик процесу.

Квазістаціонарність процесу шліфування приводить до появи різноманітних дефектів на обробленій поверхні, а саме: хвилястості або ограновування, появи плямистих припиків, тріщин, зміні шорсткості на різних ділянках поверхні деталі.

Досліджувати причини виникнення таких дефектів і розробити методи управління процесом шліфування 3-D поверхонь на верстатах з ЧПУ можна тільки на основі математичної моделі, яка най адекватніше відображає його основні характеристики. Модель також абсолютно необхідна при вирішенні задачі управління процесом шліфування.

Характерним процесом 3-D шліфування є процес шліфування формуючої поверхні калібрів для станів холодної прокатки труб (рис.1). Поверхня 1, що обробляється, утворюється рухом лінії 2 у вигляді напівеліпса за направляючою лінією 3 у вигляді дуги кола, причому параметри напівеліпса змінюються в залежності від полярної координати  $\varphi$ . Шліфування виконується на верстаті з ЧПУ шліфувальним кругом 4, який має форму тора при управлінні за чотирма координатами. Осі  $X$  і  $Z$  розташовані взаємно перпендикулярно і забезпечують головний формоутворюючий рух, вісь  $C$  забезпечує обертальний рух деталі, а вісь  $A$  призначена для повороту шліфувального круга таким чином, що весь час він розташовується за нормаллю до направляючої лінії у зоні різання.

Формоутворюючий рух за осями  $X$  і  $Z$ , а також обертальний рух за координатою  $C$  виконує деталь; шліфувальному кругу додається поперечна подача (на схемі не показана) і корегуючий рух за координатою  $A$ .

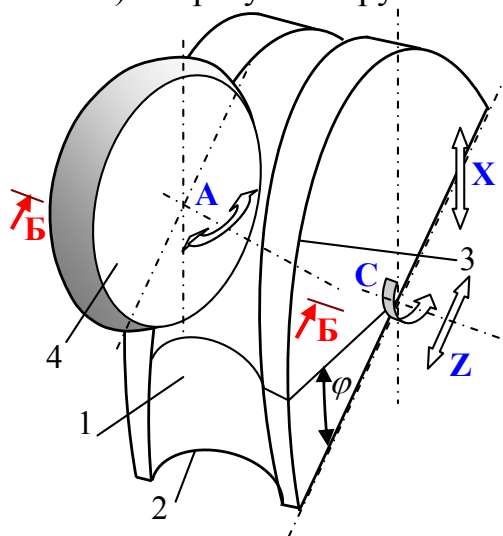


Рисунок 1 – Схема формоутворення

Для створення математичної моделі процесу зняття припуску можна скористатися схемами, що представляють взаємодію інструменту і заготовки з рівномірно розташованим припуском у двох взаємно перпендикулярних перетинах. На рис.2, а показаний перетин Б-Б за рис.1, а на рис.2, б – один з перетинів Г-Г за рис.2, а.

У відповідності до головного параметру будь-якого процесу шліфування [1], необхідно побудувати математичну модель таким чином, щоб на виході визначати швидкість зняття припуску. Оскільки 3-D поверхня може бути представлена дискретною геометричною 3-D моделлю у вигляді цифрових масивів, що, по-суті, є універсальною формою представлення, математичну модель необхідно будувати, використовуючи чисельні методи. Крім того, для процесу 3-D шліфування швидкість зняття припуску зручно визначати її аналогом, тобто об'ємом матеріалу, що розраховується на кожному кроці моделювання.

За прийнятою стратегією можна побудувати наступний алгоритм дій, який складається з декількох етапів. На першому етапі розглядається перетин Б-Б на рис.2, а з метою визначення дуги контакту вихідної інструментальної поверхні шліфувального круга 1 з поверхнею заготовки 2, яка має еквідистантний припуск  $h_e$ . Дуга  $AB$  контакту на кожному проході визначається як дуга кола радіусом  $R_s$  округлення шліфувального круга з припуском, що утворився на попередньому проході шліфувального круга (положення шліфувального круга на попередньому проході показане пунктирною лінією).

На другому етапі шліфувальний круг розглядається як сукупність шліфувальних кругів з циліндричними вихідними інструментальними

поверхнями. Ширина  $b$  кругів визначається прийнятим кроком розрахунків, а їхній діаметр  $d_i$  залежить від положення перетину Г-Г за шириною реального шліфувального круга. Для кожного такого круга за відповідною схемою взаємодії у перетині, (дивись рис.2, а) розраховується довжина  $L_i$  дуги  $A_i-B_i$  контакту.

На останньому етапі розраховується об'єм матеріалу заготовки, що визначається на кожному кроці моделювання.

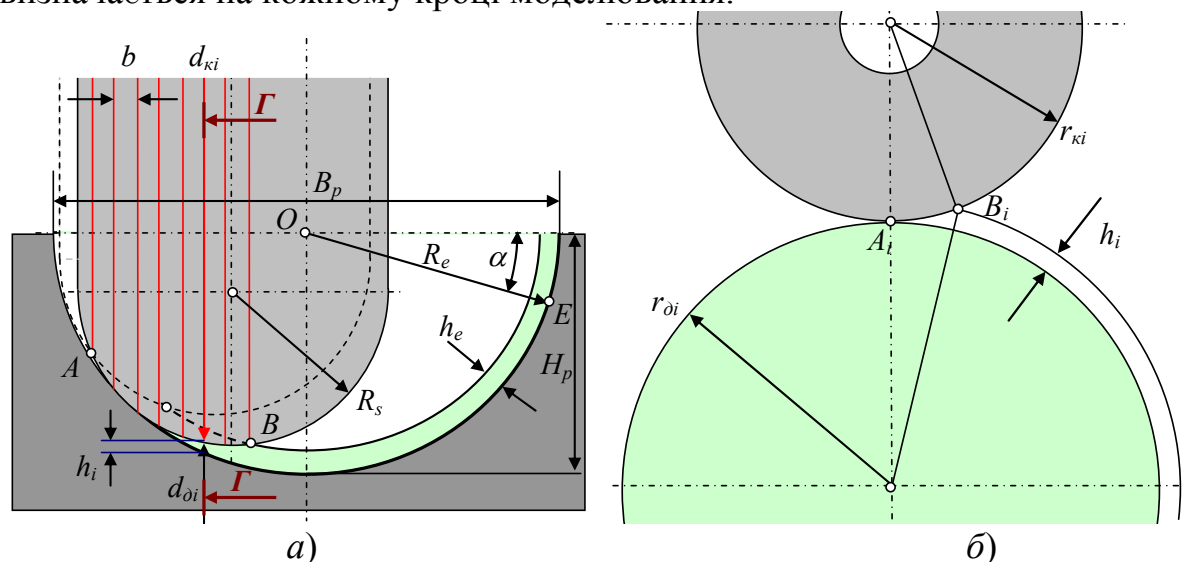


Рисунок 2 – Схеми геометричної взаємодії

Таким чином, для формування дискретної 3-D моделі поверхні, що обробляється використовується система рівнянь, що представляють еволюцію еліпса у функції полярної координати  $\varphi$ .

Рівняння еліпса в Декартовій системі координат має вигляд:

$$\frac{x^2}{B_p(\varphi)^2} + \frac{y^2}{H_p(\varphi)^2} = 1. \quad (1)$$

Для опису профілю зручно вибрати початок координат у точці  $O$  и представити профіль у полярній системі координат  $R_e=f(\varphi)$ , де  $R_e$  – полярний радіус,  $\varphi$  – полярний кут ( $-90^\circ \leq \varphi \leq 90^\circ$ ). Координати довільної точки еліпса в Декартовій системі координат визначаються простими співвідношеннями:

$$x = R_e \sin \alpha, \quad y = R_e \cos \alpha. \quad (2)$$

Підставивши (1) у (2), після нескладних алгебраїчних перетворень, одержимо функцію профілю в полярній системі координат:

$$R = \sqrt{\frac{B_p^2 H_p^2}{H_p^2 \sin^2 \alpha + B_p^2 \cos^2 \alpha}}. \quad (3)$$

Шліфувальний круг 2 при обробці профілю калібру повинен завжди розташовуватися по дотичній до профілю в точці контакту. Отже, для кожної точки  $E$  профілю (дивись рис.2, а) необхідно знайти відповідні

координати центра шліфувального круга. Кут нахилу дотичної може бути визначений за методикою, що викладена в [2]:

$$\alpha_1 = \arctan\left(\frac{H_P^2}{x_E y_E} - \frac{y_E}{x_E}\right). \quad (4)$$

Тепер можна визначити систему рівнянь, що представляють дискретну геометричну модель формоутворюючих траєкторій центра шліфувального круга:

$$\begin{cases} x_k = x_E - r_{ki} \sin \alpha_1 \\ y_k = y_E - r_{ki} \cos \alpha_1 \end{cases}. \quad (5)$$

Дискретна геометрична модель поверхні заготовки будується як еквідистантна поверхня з використанням алгоритму [1] і представляє також певний цифровий масив. Таким чином, побудовані математичні моделі 3-D поверхні деталі і заготовки, а також траєкторій центра шліфувального круга. За прийнятою стратегією моделювання цього вистачає для вирішення всіх поставлених задач.

Загальний алгоритм моделювання передбачає циклове виконання процедур визначення точок перетину вихідної інструментальної поверхні шліфувального круга спочатку у перетині Г-Г (дивись рис.2, а), а потім точок перетину циліндричних кругів з поверхнею заготовки (дивись рис.2, б). Для виконання таких процедур був використаний алгоритм, що себе добре зарекомендував при вирішенні подібних задач [3]. Аналог  $Q$  швидкості зняття припуску визначається за формулою:

$$Q(\varphi, n) = \sum_i^k 0.5bL(n)_i^2, \quad (6)$$

де  $n$  – номер проходу,  $k = B_l/b$  – кількість циліндричних кругів, що замінюють шліфувальний круг,  $B_l$  – ширина шліфувального круга на лінії контакту. Решта позначень були пояснені вище.

За представленою методикою була розроблена прикладна програма, головний інтерфейс якої показаний на рис.3. Програма передбачає завдання геометричних параметрів процесу шліфування у відповідних віконцях головного інтерфейсу, а цифровий масив, що задає еволюцію формоутворюючого напівеліпса вздовж направляючої вводиться ц текстового файлу за допомогою діалогової кнопки 1. Зліва розташоване графічне вікно анімації процесу шліфування, де представлені два види: вид за віссю  $Z$  та поперечний переріз у місці зрізання припуску. На видах деталь 2 позначена більш темним кольором, шліфувальний круг 3 – більш світлим, на поверхні профілю розташований припуск 4. Знизу розмішений віртуальний осцилограф, у віконце якого можна виводити відповідні до позначень біля круглих віконць величини (зліва осцилографу). Також передбачена можливість змінювати масштаб зображень (кнопки 5). Призначення кнопок управління виплаває з написів на них.

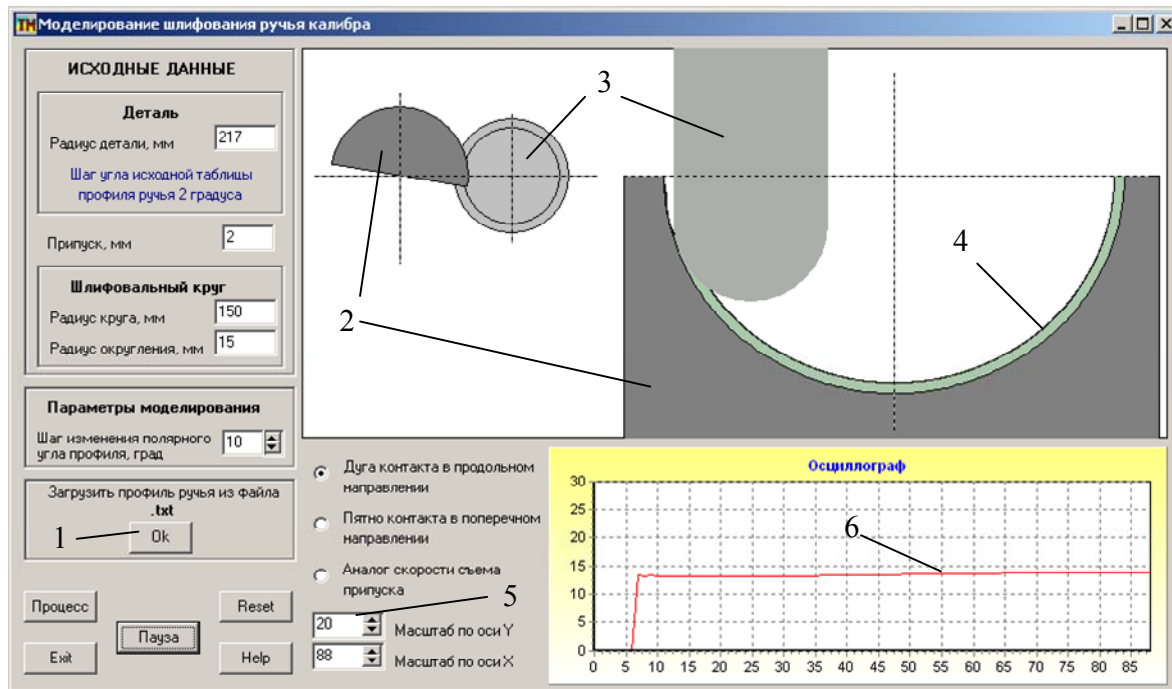


Рисунок 4 – Головной интерфейс моделирующей программы

Головний інтерфейс показаний в момент моделювання процесу шліфування калібру ХПТ-90 з виведенням на екран осцилографу довжини дуги контакту  $AB$  – лінія 6 (дивись рис.2, а). Моделювання показало, що довжина дуги контакту залежить від кроку зміни полярного кута за профілем і від номеру проходу.

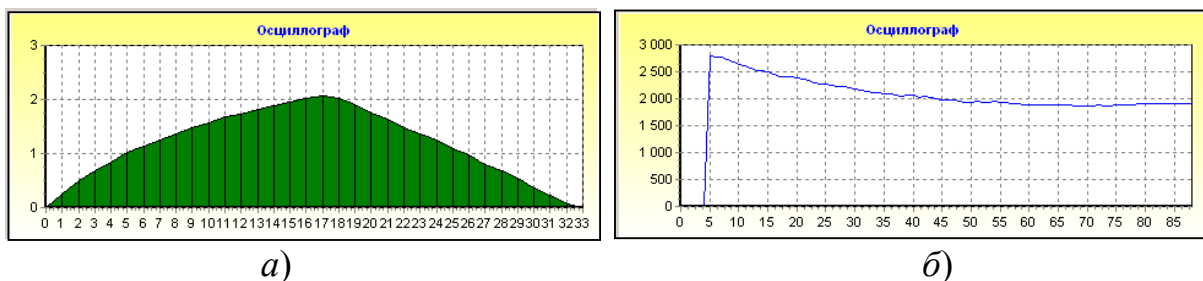


Рисунок 5 – Пляма контакту (а) та інтенсивність зняття припуску (б)

У тому ж положенні шліфувального круга, що відповідає певній точці моделювання, на екран виведені пляма контакту шліфувального круга і заготовки (рис.5, а) та аналог швидкості зняття припуску (рис.5, б). Видно, що пляма контакту має не симетричну форму, що пояснюється взаємодією інструментальної поверхні шліфувального круга з одного боку з незайманим припуском, а з іншого з припуском, який був сформований на попередньому проході. Аналог швидкості зняття припуску, що характеризує інтенсивність процесу шліфування, має нестационарний характер і збільшується до більш широкої сторони профілю.

Отримані під час моделювання результати свідчать про нестационарність всього процесу шліфування, що на практиці викликає змінні за полярним кутом повороту та в залежності від номеру проходу



(дивись (6)) силу різання та температуру в зоні контакту. Співставлення з практичними результатами процесу шліфування опосередковано свідчать про адекватність розробленої моделі. На рис.7 представлений профіль калібру, який був оброблений при постійній швидкості обертання деталі (подача 5000мм/хв.) та постійному кроці зміни полярного кута профілю в управляючій програмі на 4-ри координатному верстаті з ПУ ЛЗ-250.

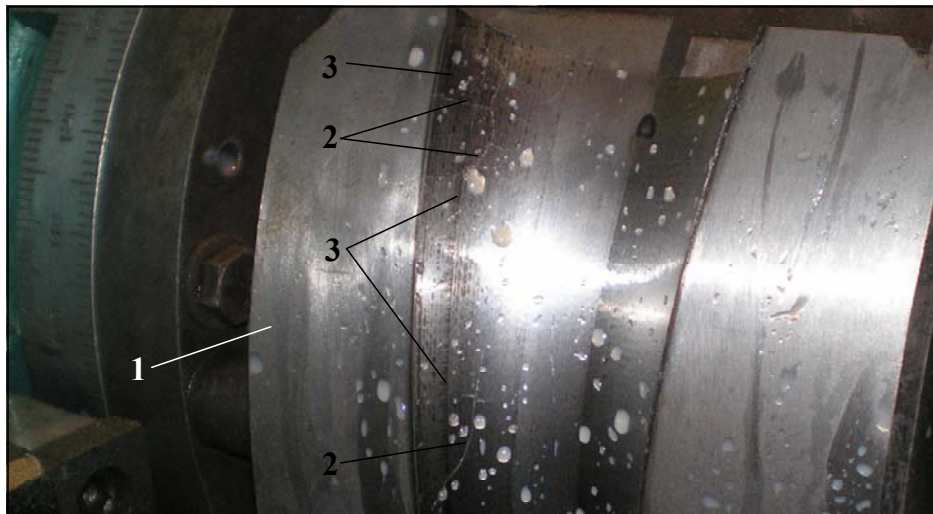


Рисунок 7 – Дефекти профілю калібру

На рис.7 видно тріщини 2 і припіки 3 поверхні деталі 1, що утворилися в наслідок процесу шліфування. Місце розташування припіків повністю співпадає з координатами максимальної інтенсивності зняття припуску, що були отримані під час моделювання за допомогою створеної прикладної програми.

Можливе вирішення проблеми і отримання якісної деталі двома шляхами. Перший полягає у зменшенні кроку зміни полярного кута профілю, або глибини припуску, поки припіки і тріщини не зникнуть. Такий метод безумовно призведе до суттєвого зниження продуктивності оброблення та при наявності шліфувального верстату з ЧПУ, який дозволяє застосовувати будь-які (у певних межах, звичайно) закони управління цей метод є анахронічним. Тому розроблена модель та прикладна програма дозволить вирішити проблему створення такої управляючої програми, яка приведе до стабілізації умов шліфування на всіх ділянках профілю і суттєво підвищити продуктивність.

### Література

- 1 Петраков Ю.В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням. УкрНДІАТ, Київ-2004, 384с.
- 2 Петраков Ю.В., Пасічник В.А. Проектування формо-утворюючих рухів для оброблення складних 3-D поверхонь на верстатах з ЧПУ.Сб. Вестник НТУУ «КПІ», №50, 2007.
- 3 Петраков Ю.В., Паньків К.М. Задачи определения геометрических и силовых величин в процессе резания при обработке сложнопровильных поверхностей. Тез.международной конференции, Севастополь-2008.

УДК 621.923:621.90.17

**Покинтелица Н.И.**

ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ СТАЛЕЙ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ**

*In the article the results of determination of friction descriptions of steels are resulted at thermofrictional treatment of purveyances by cuttings disks. Dependence of coefficient of friction is set on the regime parameters of treatment.*

### **Введение**

Из ряда работ [1-3] известно, что при высоких скоростях относительного перемещения и больших удельных нагрузках интенсивное разрушение поверхностей трения сопровождается схватыванием металлов, чему в значительной мере способствуют высокие температуры, развивающиеся в зоне контакта. Температура поверхности трения оказывает существенное влияние на развитие контактных процессов и разрушение поверхностей трения. Повышение температуры при больших скоростях вызывает снижение механической прочности металлов, их разупрочнение, повышение пластичности, что приводит к разрушению защитных пленок и возникновению металлических контактов.

При термофрикционном резании металлов передняя поверхность режущего диска перемещается относительно обрабатываемой поверхности со скоростью более 40 м/с. В условиях высокоскоростного трения наблюдается повышение температуры в контактной зоне трения до 1000...1200 °С. Интенсивный нагрев вызывает образование окисных пленок, разупрочнение и повышение пластичности поверхностных слоев срезаемого металла между стружкой и передней поверхностью диска. Под действием усилий резания происходят интенсивные пластические деформации металла, в результате чего срезаемый слой трансформируется в стружку. Совокупность действия вышеуказанных факторов на контактных поверхностях значительно усложняет закономерности процессов трения и стружкообразования, справедливые для обычного резания. Установление этих закономерностей актуально с точки зрения возможности объяснения физической сущности особенностей термофрикционного резания, практическое значение которых раскрыто далеко не полностью.

Целью настоящей работы является экспериментальное исследование фрикционных свойств сталей при термофрикционном резании плоских поверхностей заготовок в зависимости от режимных параметров обработки.

### *Основная часть*

Интенсивный локальный нагрев поверхностных слоев обрабатываемого материала приводит к образованию в них температурного поля высокой степени неравномерности, создающего в металле резко нестационарное поле напряжений, которое может привести к микроразрывам и другим дефектам сплошности поверхностного слоя заготовки и, с одной стороны, содействовать облегчению процесса стружкообразования, а с другой - привести к необратимым фазовым превращениям.

В процессе взаимного перемещения режущего диска и деформируемого металла срезаемого припуска их поверхности вступают в механическое зацепление своими микровыступами. Увеличение нагрузки, скорости или температуры приводит к тому, что граничная пленка разрывается и происходит контакт чистых твердых поверхностей с образованием мостиков сварки, а также механическое зацепление неровностей одной поверхности трения с другой. В результате на поверхностях контакта одновременно осуществляется упругая деформация, пластическая деформация и разрушение. Наряду с этим между соприкасающимися поверхностями инструмента и заготовки действуют и силы молекулярного сцепления. Возникают значительные местные разогревы объемов металла. Чем больше металла охвачено пластическими деформациями, тем больше будет температура поверхностного слоя.

Контактирующие поверхности ведут себя по-разному под действием нормальной и тангенциальной сил. Часть их разрушается при относительном перемещении, другая – взаимодействует упруго, без разрушения. В результате действия высоких локальных нагрузок и относительного скольжения в точках контакта при достаточных скоростях скольжения возникают температурные вспышки. Температура быстро затухает по глубине, характеризуясь высоким температурным градиентом, приводящим, в свою очередь к изменению механических свойств, химическим изменениям, диффузионным процессам, вызывающим структурные изменения [4].

Известно, что тепло, выделяющееся при трении, оказывает существенное влияние на фрикционные характеристики контактирующих материалов. При этом влияние режимных параметров (скорость скольжения, нагрузка) осуществляется главным образом через температурный режим контакта. Именно этим обстоятельством обусловлен тот повышенный интерес, который уделяется последнее время тепловому аспекту работы различных режущих инструментов, и, в частности, определению температуры поверхностей в зоне контакта.

При контакте режущего диска и заготовки источниками теплоты трения являются элементарные объемы в области фактической площади касания, от которых теплота распространяется вглубь заготовки и в диск. Процесс возникновения и установления температуры на пятнах фактического контакта носит характер температурных вспышек  $\Theta_{всп}$ , максимальное значение которых в зависимости от скорости скольжения  $V_{ск}$  достигается за время  $10^{-4}$ – $10^{-6}$  с. Температурная вспышка при пластическом контакте пропорциональна произведению [5]

$$\Theta_{всп} \sim f p_c^{1/4\nu} V_{ск}^{1/2} HB^{1-4\nu} d_r^{1/2},$$

где  $f$  – коэффициент трения;  $d_r$  – диаметр пятна касания;  $p_c$  – контурное давление;  $V_{ск}$  – скорость скольжения;  $HB$  – твердость;  $\nu$  – параметр кривой опорной поверхности.

Температура в контактной зоне при термофрикционном резании значительно выше  $600$  °С. За счет интенсивного повышения температуры в зоне контакта режущего диска с заготовкой образуется текущий слой, который способствует уменьшению силы трения. Разогретый металл текущего слоя имеет другие характеристики, чем при обычном резании: становится текучим, вязким и является естественным смазывающим веществом. Чем сильнее размягчается текущий слой, тем больше его смазывающий эффект. В результате замены внешнего трения при непосредственном контакте инструмента с заготовкой внутренним трением разделяющего их текущего слоя уменьшается сопротивление трения. Естественным результатом этого является снижение интенсивности изнашивания и повышение стойкости диска.

Металлографические исследования изменения микроструктуры в обработанной поверхности, зоне стружкообразования и в стружке показывают, что в приконтактной зоне с инструментом текстура зерен вытянута. Это позволяет утверждать, что процесс взаимодействия обрабатываемого материала с передней и задней поверхностью инструмента сопровождается интенсивным контактным термопластическим деформированием. Можно считать, что в этом случае процесс зарождения и развития контактного пластического деформирования протекает по схеме, аналогичной обычному резанию [6]. От поверхности раздела, металл зоны контактных пластических деформаций перемещается в направлении передней и задней поверхностей. Очевидно, имеет место полное или частичное прилипание по границе обрабатываемого и инструментального материалов. В результате этого формируется зона контактных пластических деформаций по передней и задней поверхности.

При определении температуры поверхности широкое

распространение получила гипотеза суммирования температур, согласно которой общий подъем температуры вследствие фрикционного разогрева поверхности  $\Theta$  рассматривается как сумма средней поверхностной температуры  $\Theta^*$  и локализованных температурных всплесков  $\Theta_{всп}$ , вызванных диссипацией энергии на микронеровностях поверхностей трения. При этом для случаев равномерно распределенного микроконтакта средняя температура поверхности может быть определена как аналитически, так и экспериментально, а температура вспышки и соответственно максимальная температура поверхности – расчетным путем [7]. Невозможность в большинстве случаев непосредственного замера максимальной температуры поверхности создает определенные трудности при анализе температурной зависимости фрикционных свойств пар трения, что особенно существенно для процессов с интенсивным тепловыделением в зоне контакта.

В связи с этим представляет значительный теоретический и практический интерес рассмотрение зависимостей  $f = f(\Theta)$ , т. е. изменение коэффициента трения в зависимости от температуры в зоне контакта.

Исследования проводились на заготовках из сталей 45 и 12Х18Н12Т. Диаметр режущего диска  $D = 500$  мм. Материал диска – сталь 50Г. Ширина обрабатываемой поверхности  $B = 90$  мм. Площадь контакта диска с заготовкой –  $270$  мм<sup>2</sup>. Схема контактирования и нагружения предусматривала обеспечение равномерно распределенного контакта. Обработка проводилась на скоростях скольжения  $V = 42, 52, 65, 82$  м/с и удельных нагрузках  $p = 21, 17, 13, 11$  МПа. Замеры температуры в зоне контакта осуществлялись с помощью хромель-алюмелевых термопар, установленных в заготовках. Исследования проводились в условиях нарастания температуры трения при постоянных значениях  $p$  и  $V$ , что давало возможность получить различные значения температуры  $\Theta$ .

Результаты исследования коэффициента трения пары режущий диск-сталь 45 в функции температуры представлены на рис. 1-2.

Как можно видеть из приведенных данных, эта зависимость выражается семейством кривых, т. е. при одной и той же контактной температуре рассматриваемая пара трения в зависимости от режимных параметров может обладать различными значениями коэффициента трения. Необходимо также отметить, что при термофрикционной обработке сталей наблюдается периодическое пиковое возрастание коэффициента трения до величин, значительно больших 0,5, что, возможно, связано с разрушением так называемых мостиков сварки, возникающих при непосредственном взаимодействии окисных пленок или даже активных ювенильных поверхностей металлов.

По мере увеличения температуры наблюдается тенденция к сближению этих кривых. Величина коэффициента трения снижается с увеличением температуры  $\Theta$  для всех исследованных скоростей, причем это снижение сильнее выражено при меньших скоростях скольжения ( $V = 42 \dots 52$  м/с). С увеличением скорости скольжения кривые зависимости коэффициента трения  $f$  от  $\Theta$  становятся более пологими и при высоких скоростях скольжения ( $V = 65 \dots 82$  м/с) коэффициент трения практически линейно зависит от  $\Theta$ . При этих скоростях величина коэффициента трения минимальна. Кривые зависимости  $f$  от  $\Theta$  при увеличении удельного давления  $p$ , сохраняя порядок расположения, сближаются (рис. 2).

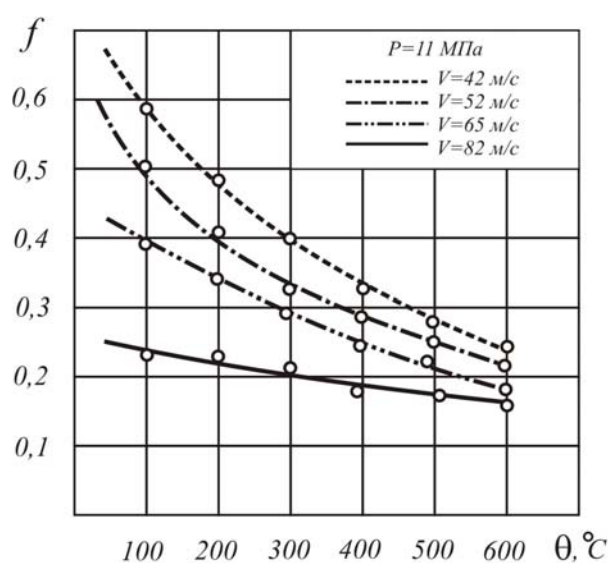


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента трения  $f$  от контактной температуры  $\Theta$  при удельной нагрузке  $p = 11$  МПа

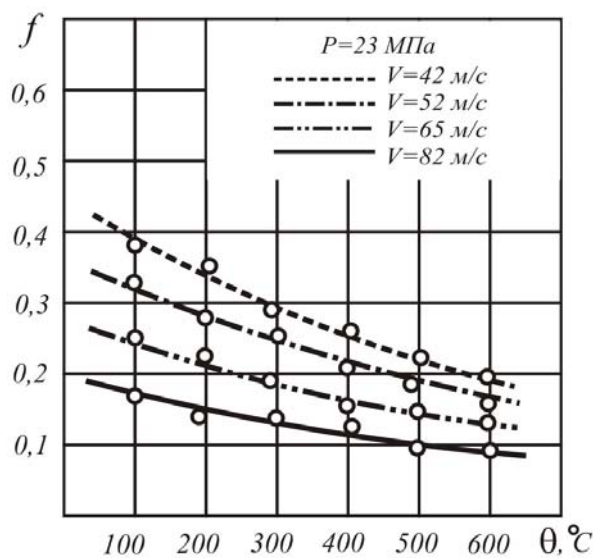


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента трения  $f$  от контактной температуры  $\Theta$  при удельной нагрузке  $p = 23$  МПа

При этом кривые, соответствующие скоростям скольжения  $42 \dots 52$  м/с, в значительной степени становятся более пологими, а характер изменения кривых, соответствующих высоким скоростям ( $V = 65 \dots 82$  м/с), почти не меняется, хотя некоторое общее снижение значений коэффициента трения наблюдается и здесь, т.е. при одновременном увеличении температуры  $\Theta$  и удельной нагрузки  $p$  коэффициент трения  $f$  монотонно снижается при скоростях скольжения  $V = 42 \dots 52$  м/с и остается практически неизменным при  $V = 65 \dots 82$  м/с.

Для других исследованных материалов характер зависимости коэффициента трения от температуры в зоне контакта в диапазоне исследованных скоростей и нагрузок аналогичен тому, что имеет место для пары режущий диск – сталь 45. Так в случае обработки заготовок из стали 12X18H12T также получается семейство кривых зависимости коэффициента трения от температуры. Наблюдается тенденция к

снижению коэффициента трения с ростом  $\Theta$  при постоянных значениях скорости и удельной нагрузки, причем это снижение наиболее заметно при относительно невысоких скоростях скольжения.

С увеличением окружной скорости диска (при постоянных значениях  $p$ ) кривые зависимости коэффициента трения  $f$  от  $\Theta$  становятся более пологими и величина коэффициента трения уменьшается. Минимальное значение коэффициента трения  $f$  наблюдается при скорости 82 м/с. При увеличении удельной нагрузки кривые зависимости  $f$  от  $\Theta$ , сохраняя порядок расположения, сближаются. При этом кривая, соответствующая относительно невысокой скорости скольжения (42 м/с), становится полой, а характер изменения коэффициента трения, соответствующего высокой скорости скольжения (82 м/с), почти не меняется. Наблюдается снижение коэффициента трения для всех рассматриваемых скоростей скольжения с ростом удельной нагрузки.

Таким образом, для конкретной пары коэффициент трения будет однозначно определяться температурой в зоне контакта режущего диска с заготовкой.

### **Вывод**

Приведенные результаты достаточно убедительно показывают, что величина коэффициента трения зависит как от материалов режущего диска и обрабатываемой заготовки, так и от режимов резания (скорости вращения режущего диска и удельного давления в зоне контакта).

### **Литература**

- 1 Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения.–М.: Машиностроение, 1980.–136 с.
- 2 Зарубицкий Е.У. Температура снимаемого припуска при термофрикционном резании // Оптимизация процессов резания жаропрочных и особопрочных материалов.–Уфа: Изд-во УАИ, 1986.–С. 106-110.
- 3 Гаркунов Д.Н. Триботехника .–М.: Машиностроение, 1989.–328 с.
- 4 Загавура Ф.Я. Определение износа трущихся пар расходом рабочей среды.–Киев: Изд-во КГУ, 1969.–95 с.
- 5 Чичинадзе А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении.–М.: Наука, 1967.–263 с.
- 6 Талантов Н.В. Контактные процессы и износ режущих поверхностей // Совершенствование процессов резания и повышения точности металлорежущих станков.–Ижевск, 1969.–107 с.
- 7 Мамхегов М.А. Определение максимальной температуры скользящего контакта // Машиноведение.–1977.–№1.–С. 107-112.

УДК 621.95.01

**Глоба А.В., Адаменко Ю.И.**  
НТУУ «КПИ», г. Киев, Украина

## **ОЦЕНКА КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*In this article were considered the imprecisions of the machined surface by boring in the details of polymer compound. There was proposed the complex of methods of the quantitative estimation of imprecisions, that will provide the refinement of the products*

В настоящее время в мире наблюдается неуклонный рост интереса к композиционным материалам как к таким, которые обеспечивают высокие прочностные характеристики в сочетании с невысокой их стоимостью.

Современные композиционные материалы нашли применение в различных отраслях машиностроения, в частности в авиационной и космической технике, автомобилестроении, сельхозмашиностроении, судостроении и др. Высокопрочные полимерные композиционные материалы (ВПКМ) имеют высокую удельную прочность и жесткость, они являются также стойкими к влиянию разных условий эксплуатации. Поэтому неслучайно удельный вес изделий из полимерных композитов в конструкциях современных машин постоянно растет. Так на ПКМ приходится около 10% массы конструкции В-777, больше 15% массы А-322, а на самолете Ан-70 объем применения конструкций с ПКМ достиг 20% от массы планера.

Обработка резанием ВКПМ, в частности стеклопластиков, органопластиков, углепластиков, в значительной степени отличается от аналогичных операций обработки металлов вследствие специфических особенностей, присущих композитам – анизотропия свойств, высокая абразивная способность, высокие упругие свойства, низкая теплостойкость, теплопроводность и т.п. Наиболее распространенными операциями механической обработки ВКПМ являются сверление, разрезка, зачистка и др. Их процентное распределение представлено на диаграмме (рис.1).

Причем следует отметить, что в некоторых изделиях удельный вес сверлильных операций достигает 75-80%. Исходя из этого, вопрос оценки качества обработанных отверстий в изделиях из ВКПМ является крайне важным.

Качество обработанной поверхности отверстий является понятием интегральным, включающим в себя ряд показателей, характеризующих как геометрические параметры так и физико-химическое состояние поверхностного слоя изделия (рис.2).





Рисунок 1 – Структура механической обработки полимерных композитов



Рисунок 2 – Параметры качества обработки поверхности отверстий

Наиболее часто выполняют отверстия диаметром от 3 до 8 мм под болты и заклепки и требования по точности, как правило, невысоки и соответствуют 11- 12 квалитетам. Точность отверстий можно контролировать универсальными средствами измерений, контактным или бесконтактным методами, а в условиях серийного производства наибольшее распространение нашли калибры-пробки. Изготовление точных отверстий сопряжено со значительными трудностями вследствие значительного упругого восстановления обработанной поверхности, причем величина этого восстановления зависит от ряда факторов,

например, свойств армирующего материала и матрицы, схемы армирования, геометрии инструмента, степени его затупления и т.п.

Зачастую обработка отверстий выполняется не на стационарных станках, а ручными средствами механизации с пневматическим приводом. Вследствие этого увеличиваются погрешности позиционирования отверстия относительно детали. Для уменьшения погрешности позиционирования обработку целесообразно вести не по разметке, а по кондуктору. Также характерными погрешностями расположения элементов отверстий является отклонения оси отверстия от номинального расположения. Как правило, ось отверстия располагается перпендикулярно к поверхности детали, и поэтому для фиксации этого положения используют опорные кондукторные втулки.

Частными случаями отклонения формы отверстий являются овальность и огранка. Как правило, отклонения от круглости находятся в пределах поля допуска на размер изделия, и нет необходимости в отдельном контроле указанных параметров. Погрешности прямолинейности оси отверстия, как правило, не нормируются вследствие незначительной их величины, что объясняется незначительной величиной сил резания и небольшой толщиной листового материала.

Шероховатость является одной из наиболее важных характеристик качества обработанной поверхности, определяющих эксплуатационные свойства изделия. В большинстве случаев на практике достаточно получить шероховатость в пределах Rz20-Rz40. Измерения выполняют оптическими методами на микроскопе. В случае необходимости достижения высокого качества обработанной поверхности задают параметр Ra, а измерения удобно проводить на лазерных приборах, где в качестве ошупывающего устройства выступает луч лазера.

Вспучивание кромок отверстия на входе и на выходе сверла является характерной особенностью сверления полимерных композитов. Оно зависит как от особенностей обрабатываемого материала (типа армирующего, схемы армирования и т.п.), так и от величины радиальной составляющей силы резания при сверлении. Обычно величину вспучивания оценивают в двух направлениях: осевом –  $h_1$  и радиальном –  $h_2$  (рис.3).

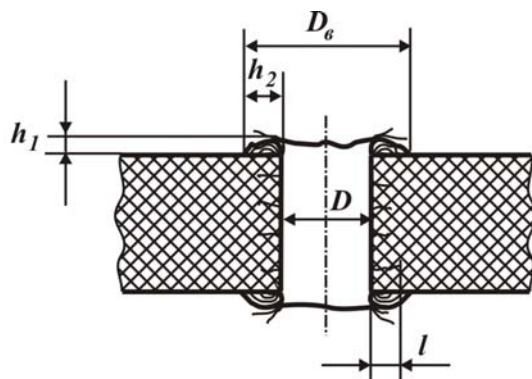


Рисунок 3 – Схема к определению вспучивания и расслоения

Ширину вспучивания  $h_2$  можно также определить из соотношения:  $h_2 = (D_8 - D)/2$ , где  $D_8$  – диаметр вспучивания;  $D$  – диаметр отверстия. Вспучивание является серьезным недостатком обработанной поверхности, так как препятствует плотному прилеганию деталей при сборке, поэтому необходимо вводить дополнительные зачистные операции для его удаления. Ширину и высоту вспучивания ( $h_1$  и  $h_2$ ) измеряют с помощью оптических средств измерения, кроме того высоту вспучивания можно также измерять индикаторными головками.

Так как полимерные композиты являются слоистыми материалами, то под действием сил резания происходит разрушение целостности вдоль отдельных слоев, то есть расслоение. Величину расслоения  $l$  (рис.3) на практике определяют с помощью щупов и краски. Щупы выполняют, как правило, в виде иглы. Величина расслоения неодинакова вдоль оси отверстия. Наибольшее значение расслоения наблюдается на выходе сверла из заготовки.

При лезвийной обработке волокнистых композиционных материалов, особенно органопластиков, характерно появление ворсистой, то есть несрезанных волокон армирующего материала. Ворсистость принято оценивать длиной несрезанных волокон, а также плотностью волокон на базовом участке. Измерения выполняются с помощью оптических средств измерения. Однако, в ряде случаев ворсистость может быть достаточно большой, тогда высоту несрезанных волокон можно измерить методом изменения фокусирования на микроскопе, а количество несрезанных волокон - в процентах по отношению к базовой поверхности. Снижения уровня ворсистой можно добиться за счет рационального выбора режимов резания, использования острозаточенного инструмента, применения схемы с разнонаправленным значением угла наклона режущей кромки и т.п. Наличие ворсистой обработанной поверхности в большинстве случаев недопустимо, поэтому нужно вводить дополнительные зачистные операции.

При обработке полимерных композитов с хрупкой матрицей в ряде случаев возникают сколы на входе и на выходе сверла из заготовки, что приводит к браку. Численное значение величины сколов можно определить с помощью оптических средств измерения. Для уменьшения сколов необходимо тщательно подбирать геометрические параметры инструмента и режимы резания. Уменьшить вспучивание, расслоение и сколы наружных поверхностей детали можно, используя с двух сторон подкладки.

Кроме рассмотренных выше погрешностей геометрических параметров, обработанная поверхность характеризуется и физико-химическим состоянием поверхностного слоя.

При обработке резанием ВПКМ за счет больших контактных площадок на задней поверхности инструмента и действия высоких

температур в зоне резания неизбежно происходит механо- и термодеструкция полимерного связующего и наполнителя, появляются прижоги. В результате этих процессов образуется деструктированно-диспергированный слой, который ухудшает эксплуатационные характеристики изделий из полимерных композитов. Глубина деструкции зависит от конкретных вида и условий обработки и колеблется в пределах 0,003-0,5 мм.

В результате проведенного анализа можно сделать вывод, что оценка качества обработанной поверхности отверстий в изделиях из полимерного композита и металла существенно отличаются. При оценке качества необходимо учитывать как геометрические погрешности отверстия, так и физико-химическое состояние поверхностного слоя. Для обработанных отверстий в изделиях из ВПКМ лимитирующими являются такие погрешности, как ворсистость, расслоения, сколы, глубина деструктированного слоя, как в наибольшей степени влияющие на эксплуатационные характеристики изделий. Перечисленные выше параметры описывают качество поверхности, но на них отсутствуют характеристики, четко определенные стандартами Украины или межгосударственными стандартами. На чертеже обычно указывается отклонение формы и расположения поверхности, а также шероховатость поверхности, все остальные параметры указываются в технических условиях на изделие. Для однозначного понимания погрешности обработки необходимо ввести в стандарты требования, характеризующие качество поверхности при обработке ВПКМ, что обеспечит повышение качества изделий.

### Литература

- 1 Глоба А.В., Мишунин Б.И. Анализ процесса сверления ПКМ типа обшивки. Вестник НТУУ «КПИ» Машиностроение, №33. Киев, 1998. С.149-157;
- 2 Глоба А.В. Особенности обрабатываемости полимерных композиционных материалов. Вестник ХГПУ №63, 1999.- С.29-35.
- 3 Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных материалов.-Л.: Машиностроение, 1987.-176с.;
- 4 Тарасюк А.П. Підвищення ефективності фрезерування волокнистих полімерних композиційних матеріалів фрезами з різнонаправленими ріжучими кромками.- Автореф. дис. на здоб. вчен. ступ. канд. техн. наук.- Харків: ХПІ, 1993. 18 с.;
- 5 Родин П.Р., Равская Н.С., Лупкин Б.В., Адаменко Ю.И. Повышение качества обработки при фрезеровании листовых волокнистых пластмасс// Тез. докл. международн. научн.-техн. семинара «Интерпартнер-93» Высокие технологии в машиностроении – достижения нового уровня. Харьков. 1993. С.22.
- 6 Глоба А.В., Житний Г.Д., Лупкин Б.В. Универсальный комплект ручного механизированного инструмента для обработки конструкций из композиционных материалов. Технологические системы ОАО Украинский НИИАТ №3 (23) 2004.- С.59-64.

УДК 621.923:621.315.592/593

**Мартинюк Я.В., Бесарабець Ю.Й., Корабльов Г.Ф., Грищенко О.М.**  
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

## **РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ТОЧНОЇ ОБРОБКИ П'ЄЗОЕЛЕКТРИЧНИХ ПЛАСТИН ДЛЯ УЛЬТРАЗВУКОВИХ ДАТЧИКІВ ВИСОКИХ ЧАСТОТ**

*Considered and analyzed basic types of violation of form and sizes and also types of marriage of piezoceramic plates during the one-sided tooling by grinding and polishing a free abrasive on the single-disk lapping machine model ЖК-1409. Offered technological-structural facilities on the removal of foregoing negative factors. On results experiment of information the diagrams of dependence of basic parameters are built during treatment.*

### **Вступ**

Вдосконалення функціональних можливості ультразвукових датчиків медичної і технічної діагностики та розширення діапазону частот до 30 МГц вимагає створення технології виготовлення біморфних перетворювачів та інтегральних структур на основі об'ємних п'єзоелектричних матеріалів з товщиною елементів 10...100 мкм та їх розмірами до 100...300 мкм [1, 2]. Технології [3, 4, 5, 6] потребують надточної обробки (0,5-1,5 мкм по товщині) п'єзоелектричних пластин відносно великих розмірів з наступною їх металізацією, з'єднанням дифузійним зварюванням в пакети [7, 8, 9, 10] та обробкою окремих пластин в пакетах. Вимоги по якості поверхні, точності по товщині для п'єзоелектричних пластин відповідають кремнієвим пластинам, але є жорсткішими, враховуючи менші значення по товщині при відносно менших розмірах. В роботі розглянута можливість застосування технологічного процесу та обладнання для обробки кремнієвих пластин малих розмірів, розроблено та досліджено технологічний процес високоточної обробки п'єзоелектричних пластин діаметром 40мм.

### ***Технологічний процес механічної обробки п'єзокерамічних пластин***

За основу створення технології обробки п'єзоелектричних пластин використано технологічний процес шліфування та полірування кремнієвих пластин діаметром 40 мм з використанням верстатів типу ЮФ-7 двохстороннього шліфування пластин вільним абразивом в сепараторах та площинно-викінчувальних верстатів ЖК-1409 одностороннього шліфування та полірування деталей закріплених на планшайбу [4, 11]. В процесі двостороннього шліфування проводиться попередня обробка пластин після їх нарізання з метою усунення грубих порушень та розбракування пластин в групи з однаковою товщиною. Дослідження технологічного процесу обробки п'єзокерамічних пластин показало, що

двостороннє шліфування пластин на верстаті ЮФ-7 забезпечує точність по товщині окремих пластин в межах 1 - 1,5 мкм при різниці між товщиною пластин в одній одночасно оброблюваній групі в межах 5 – 7 мкм при загальній товщині пластин до 0,15 – 0,25 мм. Процес потребує періодичного контролю та правки робочої поверхні притирів верстату. В наступному шліфуванні з двох сторін пластини сортуються в групи з однаковими розмірами, базуються за допомогою віск-каніфольних сумішей шляхом нагрівання планшайби, суміщення пластин з поверхнею планшайби та її охолодженням під притисканням до планшайби. Верстат ЖК-1409 забезпечує грубе та тонке шліфування пластин закріплених на трьох металевих планшайбах Ø173 мм на чавунному або скляному притирі з зовнішнім діаметром 380 – 400 мм та внутрішнім отвором в межах 100 – 120 мм. Полірування виконується на замші або батисті, що закріплені на притирі. Використовуються окремі технологічні пристрої та операції для правки притиру верстату та його планшайб. В процесі односторонньої обробки пластин виявлено, що після зняття оброблених пластин з планшайби точність виготовлення окремих пластин по товщині знаходиться в межах 2 – 3 мкм, а різниця між товщинами пластин досягає 10 мкм. Реальна точність обробки пластин на одній планшайбі не перевищує 7 – 15 мкм.

Основними причинами низької точності односторонньої обробки є:

– нерівномірне зношування та значні відхилення від площинності робочих поверхонь притиру та планшайби, які створюються в процесі шліфування, недостатня можливість їх зменшення за рахунок вибору величини ексцентриситету між осями планшайби та притиру через незадовільну симетрію взаємодіючих поверхонь та не співвісність їх з осями обертання;

– недосконала реалізація методу базування пластин на робочу поверхню планшайби та неконтрольовані товщини віск-каніфольного шару під пластиною.

### ***Визначення впливу нерівномірності зношування планшайби і притира на відхилення розмірів пластин***

Основним фактором, який визначає форму поверхні оброблюваних деталей і притиру та їх зміну у процесі обробки на площинно-викінчувальному верстаті є величина ексцентриситету  $e$  між осями обертання планшайби і притиру. Процес дозволяє формувати плоску робочу поверхню планшайби та притиру. Якщо виключити вплив неоднорідності властивостей оброблюваного матеріалу, несиметричності розміщення кільцевих зон закріплення деталей та робочої поверхні притиру відносно осей обертання притиру та планшайби, а також факторів в зоні обробки між поверхнями деталей та притиру, в тому числі розмірів зерна абразиву та його розподілення по поверхні, то в процесі доведення

взаємодіючі поверхні планшайби, деталей та притиру по формі співпадають одна з одною [12, 13]. З них одна може бути сферично опуклою, а інша відповідно ввігнутою і навпаки. При оптимальному значенні ексцентриситету ці поверхні можуть набувати плоскої форми.

Найбільш поширений метод контролю площинності поверхні притиру та планшайби базується на використанні лекальних лінійок по оцінці наявності та спостереження зазору між ребром лекальної лінійки та контрольованою поверхнею. Метод дозволяє виявляти відхилення до 1,5 мкм. Оцінимо можливі величини різновтовщинності пластин  $\delta$ , що можуть бути отримані в процесі їх обробки при умові виключення впливу товщини шару клею між пластиною і робочою поверхнею планшайби. Розглянемо крайні випадки, наприклад коли опуклими є як робоча поверхня планшайби, так і поверхня притиру, рис. 1, або навпаки – поверхні ввігнуті з відповідними радіусами кривизни планшайби  $r_{ш}$  та притиру  $r_{п}$ . Радіус кривизни поверхні визначається виразом:  $r = \frac{L^2}{8 \cdot \Delta}$ , де  $L$  – величина бази на якій контролюється значення  $\Delta$  – відхилення від площинності поверхні. Для наступних розрахунків приймаємо значення  $\Delta = 1,5 \text{ мкм}$ . Зі схеми рис.1. видно, що поверхні оброблюваних пластин отримують сферичну форму, що зумовлює відмінність товщини в межах як кожної пластини, так і між пластинами, розміщеними особливо в центрі та на периферії поверхні планшайби. Похибка товщини пластин  $\delta$  буде складатися з двох відхилень:  $\delta_1$  – відхилення, зумовленого відхиленням від площинності поверхні планшайби  $\Delta_1$ , та  $\delta_2$  – відхилення, зумовленого відхиленням від площинності поверхні притиру  $\Delta_2$  та  $\Delta_3$ . Величини  $\delta_1$  та  $\delta_2$  визначаємо як відстані від паралельних площин відповідно P-P та N-N, що обмежують розміщення оброблюваних пластин зі сторони планшайби та зі сторони притиру до ділянок пластин, що мають найбільше відхилення.

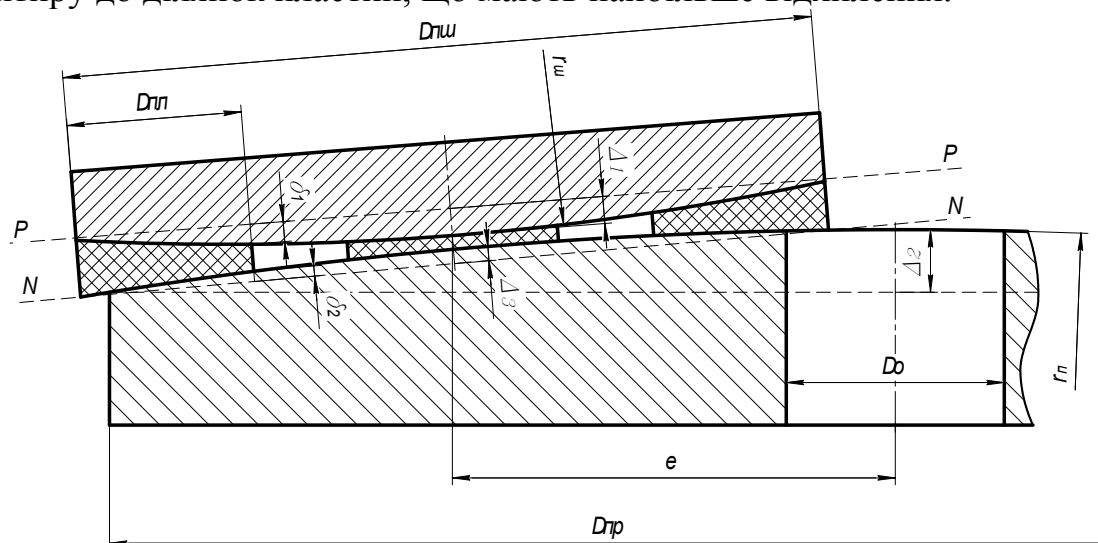


Рисунок 1 – Схеми для визначення відхилення товщини пластин з врахуванням кривизни базової та робочої поверхонь планшайби та притиру

Відхилення  $\delta_1$  та  $\delta_2$  визначаються виразом:





$$\delta_i = \sqrt{\left(\frac{L^2}{8 \cdot \Delta}\right)^2 - (R)^2} - \sqrt{\left(\frac{L^2}{8 \cdot \Delta}\right)^2 - \left(\frac{D}{2}\right)^2}, \quad (1)$$

де  $\Delta$  – найменше контрольоване відхилення поверхні від площинності, що визначається на базі довжиною  $L$  відповідно як планшайби, так і притиру;  $D$  – зовнішній діаметр кільцевої зони, в якій закріплені пластини відхилення яких розглядається;  $R$  – відстань від осі обертання планшайби до точки на пластині, відхилення якої визначаємо.

Розглянемо відхилення розмірів пластин за схемою зображеною на рис.1, при умовах: 1 – значення бази  $L$  для планшайби є рівним її діаметру  $D_{пш}$ , а для притиру база дорівнює діаметру притиру  $D_{пр}$  і, крім того, варіант, коли база дорівнює ширині кільцевої зони притиру  $(D_{пр} - D_o) / 2$ ; 2 – поверхні притиру та планшайби одночасно мають випуклу або ввігнуту форму, а також варіанти, коли поверхня планшайби має плоску форму, а притир ввігнуту або опуклу форму робочої поверхні.

Результати розрахунків наведено в таблиці 1.

Таблиця 1 – Визначення відхилень товщини пластин

Розташування пластини	Вид форми поверхонь планшайби та притиру	$L$ , мм для планшайби	$L$ , мм для притиру	$\delta$ , мкм
На периферії		170	380	1,38
			140	2,16
		170	380	0,30
			140	1,08
В центрі		170	380	1,92
			140	3,0
		170	380	0,42
			140	1,5

Найбільше відхилення розміру пластини, що знаходиться на периферії планшайби, в найгіршому випадку складе 2,16 мкм, а пластини, що розташована в центральній зоні відповідно 3,0 мкм. Аналізуючи отримані результати слідує, що доцільно обмежитись закріпленням пластин тільки в кільцевій зоні на периферії планшайби. Крім того, підвищення точності обробки вимагає використовувати більш точні методи виявлення неплоскості поверхні планшайби та притиру. Для базової поверхні планшайби є можливим використання методів на основі явищ інтерференції, а для робочої поверхні притиру реально можливим є збільшення бази  $L$  до розмірів в межах 300мм. При цих умовах з наведених



результатів таблиці 1 є можливим обробка пластин  $\varnothing 40$  мм на площинно-викінчувальному верстаті ЖК-1409 з точністю по товщині в межах 0,5 – 1,0 мкм.

### ***Вплив базування пластин на формоутворення поверхні притиру та точність обробки пластин***

Розглянемо формоутворення взаємодіючих поверхонь, планшайби, притиру та деталей у випадках, коли мають місце несиметричне розміщення та закріпленням деталей на планшайбі, неспіввісність зони закріплення деталей з віссю обертання планшайби, а також несиметричне розміщення робочої поверхні притира та неспіввісність її вісі з віссю обертання притира.

Відхилення від симетричності робочої поверхні притира та співвісності осі обертання не дозволяють досягти плоскої форми її поверхні за рахунок вибору величини ексцентриситету і спричиняють утворення ділянок з опуклою та ввігнутою формою, розміщених діаметрально протилежно на притирі. Це відображено на рис. 2., де на ділянках АБ та ВГ поверхні притиру має місце відповідно опукла та ввігнута форма, яка спостерігається за допомогою лекальної лінійки при неспіввісності внутрішньої і зовнішньої границі поверхні притиру не менше 5 – 10 мм. Крім того, відхилення від симетричності розташування пластин на планшайбі створює системно повторювані неоднорідні сили взаємодії між поверхнями деталей і притиру та додаткове зношення зон поверхні притиру біля її внутрішньої і зовнішньої границі. За допомогою лекальної лінійки зношення спостерігаються, що відображено на рис.2. лініями між точками А, Б, В, Г та границями планшайби, коли зміщення груп пластин по 4 по колу в протилежні сторони з восьми забазованих  $\varnothing 40$  мм складає не менше 5 мм. В свою чергу наведені відхилення спричиняють додаткове зняття матеріалу на поверхні оброблюваних пластин біля їх периметра.

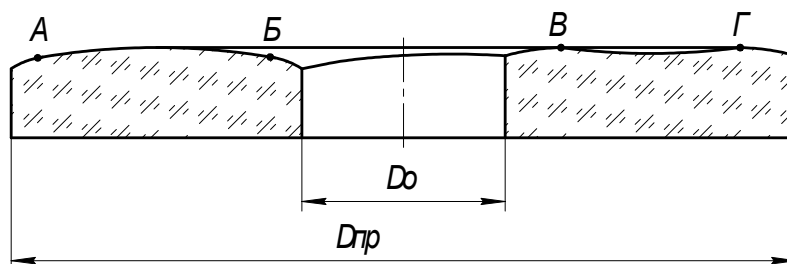


Рисунок 2 – Результати дослідження впливу несиметричності розташування пластин на планшайбі

Усунення недоліків вимагає використання притира зі значно меншими відхиленнями форми і розмірів та більш досконалих методів і пристроїв базування пластин на планшайбу. Обладнання верстатів ЖК-1409 не забезпечує симетричне розміщенні деталей на планшайбі при базуванні,

якісне закріплення по величині та однорідності товщини шару клею та відсутності в ньому газових і механічних включень. Основна причина – суттєво більший, майже на порядок, коефіцієнт теплового лінійного розширення матеріалу планшайб. Типові значення коефіцієнту розширення п'єзокерамічних пластин не перевищують  $(1-3) \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ . Запропоновано використовувати склокераміку ситал СО115М для планшайб, коефіцієнт теплового лінійного розширення якого не перевищує коефіцієнт розширення матеріалу пластин. Термічні та механічні властивості ситалу дозволяють виготовляти високоточні планшайби, застосовувати інтерференційні методи контролю площинності базової поверхні, проводити базування при значних температурах та силах притискання.

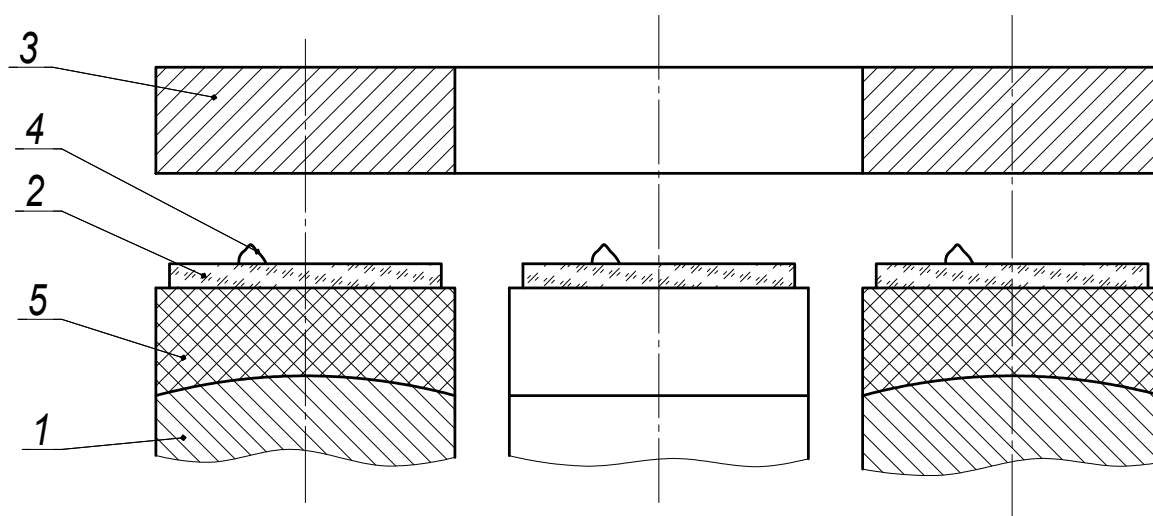


Рисунок 3 – Схема закріплення п'єзокерамічних пластин запропонованим методом

Для поліпшення технологічного процесу обробки п'єзокерамічних пластин розроблено пристрій базування, рис. 3 [14]. Використано окремі притискачі 1 для базування кожної пластини. Притискачі розміщено симетрично, вони мають можливість обертання відносно власних осей. В пристрої забезпечено горизонтальне вісесиметричне розташування нагрітої до необхідної температури планшайби над притискачами, вертикальне переміщення та суміщення її базової поверхні з п'єзокерамічними пластинами, установлених та зафіксованих співвісно на індивідуальних притискачах. Крім того, забезпечена необхідна контрольована сила притиску пластин до планшайби з плавним зменшенням сили тиску від центру пластини до їх периферії в межах 20%. Закріплення пластин виконують наступним чином. Попередньо поверхні пластин 2 і планшайби 3 відмивають та сушать відпалом при температурі вище  $+100\text{ }^\circ\text{C}$ . Пластини фіксують на прокладках 5 у відповідності зі схемою закріплення. На базовій поверхні кожної пластини укладають гранулу клею 4 в одній точці, зміщеної від центра на відстані  $0,25 \div 0,5$  радіуса пластин. Плавним

переміщенням та наближенням планшайби пластини нагрівають, розплавляють гранули клею на них та базовою поверхнею планшайбу з'єднують з пластинами.

Пластини притискають до поверхні планшайби за рахунок сили, створеної вагою планшайби. Після чого притискачі повертають і пластини притирають до поверхні планшайби. У момент притирання пластин поступово збільшують силу тиску. Процес притирання закінчують, коли сила тиску досягає  $0,5 \dots 1,0 \text{ кг/см}^2$ . Після притирання прикладають додаткову силу притиску і задають необхідну товщину шару клею між пластинами й планшайбою. Експериментально при закріпленні п'єзокерамічних пластин  $\varnothing 40 \text{ мм}$ , товщиною до  $0,2 - 0,4 \text{ мм}$  визначено, що величина тиску від  $1$  до  $10 \text{ кг/см}^2$  забезпечує товщину шару клею  $1 - 0,2 \text{ мкм}$ , рис. 4, з розподіленням товщини клею під пластинами в межах  $\pm 30\%$ .

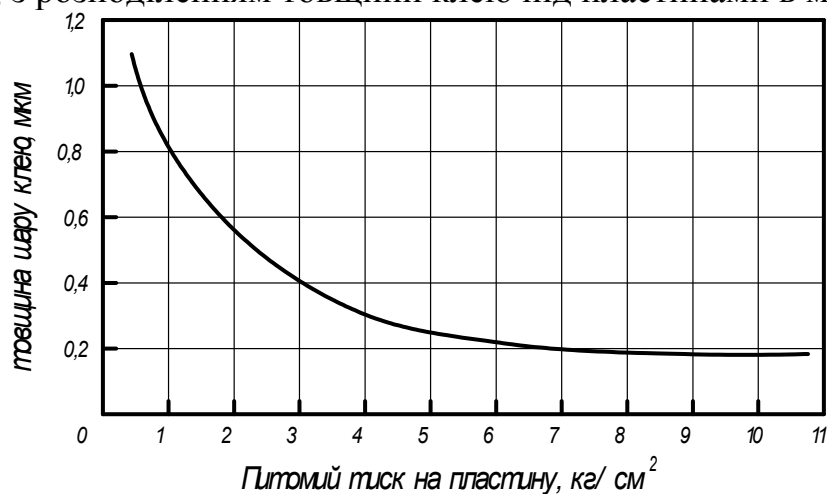


Рисунок 4 - Графік залежності товщини клею при закріплення пластин від тиску

### ***Дослідження технологічного процесу обробки п'єзокерамічних пластин***

Розроблений технологічний процес використано для виготовлення несиметричних п'єзоелектричних біморфів  $\varnothing 40 \text{ мм}$ , в яких пластини з товщиною  $200$  та  $20 \text{ мкм}$  з'єднані між собою дифузійним зварюванням через металеві електроди на їх поверхнях на основі срібла товщиною  $1 \text{ мкм}$ . Біморфи призначені для виготовлення на їх основі інтегральних п'єзоелектричних перетворювачів [7, 8, 10]. Технологічний процес реалізовано на основі двох верстатів ЮФ-7 для грубого та тонкого двостороннього шліфування п'єзокерамічних пластин  $\varnothing 40 \text{ мм}$  до товщини  $250 \text{ мкм}$ , та чотирьох верстатів ЖК-1409 для грубого та тонкого шліфування та полірування з однієї сторони окремих пластин до товщини  $200 \text{ мкм}$  та однієї пластини в біморфі до товщини  $20 \text{ мкм}$ .

В результаті дослідження процесів обробки пластин були отримані залежності швидкості знімання припуску шліфуванням від частоти обертання притиру при різних абразивних матеріалах, що відображені на рис. 5.

Полірування пластин проводилось після чистового шліфування мікропорошком на основі електрокорунду білого МЗ. Процес грубого полірування виконувався на замшевому притирі для закруглення фасок на периметрі пластин. Чистове полірування пластин проводилось на батистовому притирі для зняття порушеного шару.

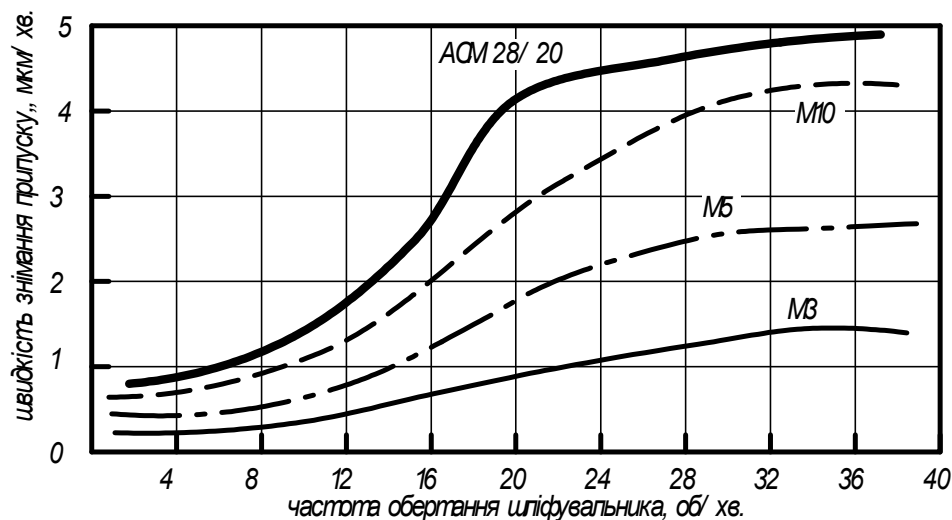


Рисунок 5 – Результати обробки експериментальних даних після обробки дослідної партії пластин

П'єзокераміка типу ЦТС-19 піддається поліруванню алмазною пастою АСМ 1/0. В початковій стадії обробки за час 15 – 20 хв. знімається припуск по товщині в межах 3 – 5 мкм, який близький до розмірів кристалітів п'єзокераміки і є порушеним шаром на поверхні пластини після чистового шліфування. В наступному швидкість процесу полірування майже на порядок зменшується. Технологічний процес дозволив одержати окремі п'єзоелектричні пластини з точністю по товщині не гірше 1 мкм та забезпечити точність не гірше 1,5 мкм тонкої пластини в біморфі. В технологічному процесі була забезпечена точність розміщення робочих поверхонь притирів та співвісність їх осі обертання не гірше 0,3 мм, а точність розміщення і співвісність пластин на планшайбі не гірше 1 мм. При даних умовах створювалось однозначне контрольоване формування опуклої або ввігнутої поверхні притиру при шліфуванні та при значенні відхилення ексцентриситету в межах 5 мм від оптимального.

### Висновки

1 Досліджено технологічний процес обробки п'єзоелектричних пластин на базі технологій та обладнання для обробки кремнієвих пластин малих діаметрів, що застосовується в мікроелектронній промисловості. Визначена необхідність підвищення точності формуютьвірних поверхонь планшайби та притиру і співвісності їх осей обертання та процесу базування пластин на планшайбу.

2 Розроблено та досліджено пристрій базування п'єзокерамічних пластин на планшайби з близькими коефіцієнтами лінійного термічного розширення. Забезпечено базування пластин в осесиметричній зоні на поверхні планшайби з точністю розміщення до 1 мм та товщиною клею до 0,2 мкм.

3 Розроблено та досліджено технологічний процес обробки окремих п'єзоелектричних пластин Ø40 мм товщиною 0,2 мм і пластин з'єднаних в біморфи товщиною до 0,02 мм та точністю відповідно 1 і 1,5 мкм за рахунок підвищення точності формоутворюючої поверхні притира, її співвідношенні вісі обертання, якості планшайби та точності базування пластин, використання послідовно процесів грубої та чистової обробки на етапах двостороннього та одностороннього шліфування і полірування.

### Література

- 1 Самофалов К. Г. Диэлектрическая элементная база и ее применение. Сборник статей. – К.: Техніка, 1984, 130с.
- 2 Патент Японії. Ультразвуковой датчик, №6-318033 від 21.12.1994р.
- 3 Зубаков В.Г., Семибратов М.Н. Технология оптических деталей. – М.: Машиностроение, 1985.
- 4 Бочкин О.И., Никифорова-Денисова С.Н. Механическая обработка полупроводниковых материалов. – М.: ЦНИИ Электроника, 1984.
- 5 Новиков Н.В., Бертольди В. Обработка полупроводниковых материалов. – К.: Наукова думка, 1982.
- 6 Мартынюк Я.В., Самофалов К.Г., Сидоренко С.И. и др. Способ изготовления пьезоэлектрического элемента, а.с. №1690417.
- 7 Божко А.А., Дидковский В.С., Мартинюк О.Я. Анализ биморфной пьезоэлектрической мембраны миниатюрного микрофона. – Электроника и связь, 2000, т.2, №8, с.242-244.
- 8 Патент США. Методы изготовления композитных пьезоэлектрических преобразователей, № US 6,467,140 B2, 2002
- 9 Мартынюк Я.В., Мартинюк О.Я. Анализ процессов в структурах на биморфных пьезоэлектрических преобразователях при импульсном возбуждении. – Электроника и связь, 2000, №9, с.118-122.
- 10 Божко А.А., Дидковский В.С., Мартынюк Я.В., Мартинюк О.Я. Биморфный пьезоэлектрический преобразователь распределённого давления. – Электроника и связь, 2001, №11, с.125-127.
- 11 Бочкин О. И., Брук В. А. Механічна обробка напівпровідникових матеріалів. – М.: Вища школа, 1973, 93с.
- 12 Куманин К.Г. Формообразование оптических поверхностей. – М.: ОБОРОНГИЗ, 1962.
- 13 Рогов В.В. Современные пути развития технологий обработки деталей оптики и электроники. – К.: 1998.
- 14 Мартынюк Я.В., Полковниченко Ю.Г., Кудренко Е.И., Мурзаханов В.Н. Устройство для крепления деталей, а.с. №1159226

УДК 621.91.002

**Мішура Є.В., Ткаченко М.А.**  
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

## **ВПЛИВ ФАКТОРІВ СТОХАСТИЧНОГО ХАРАКТЕРУ НА ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ**

*The influence is researched upon production of the details of heavy machine building factor deterministic and stochastic nature. Creation is offered on base neuronetwork technologies to mathematical model, taking into account influence these factor.*

### **Вступ**

Найважливішою проблемою сучасного машинобудівного виробництва є забезпечення конкурентоспроможності продукції. Одним із шляхів її рішення є вдосконалення типових технологічних процесів, що дозволяє підвищити їх ефективність.

На сьогодні відомі та розроблені різні методи проектування технологічних процесів [1, 3]. Для сформованої системи виробничих відносин їх переваги безперечні. Але їх використання в умовах підвищених вимог до конкурентоспроможності продукції не завжди забезпечує необхідну ефективність технологічного процесу. Тому, на даному етапі розвитку виробництва, коли вимоги до якості та конкурентоспроможності виробів швидко змінюються, необхідні нові підходи до методів проектування технологічних процесів [2].

Парадигма технології машинобудування змінилася. При цьому зміст технологічного процесу визначається не лише рівнем науково-технічного прогресу, але й вимогами виробника та споживача. У загальному виді задача є комплексною, коли зміст технологічних операцій й процесу в цілому формується виходячи з низки вимог (критеріїв) різної природи.

У зв'язку з цим, пропонуються заходи для вдосконалювання структури типового технологічного процесу на основі використання комплексного критерію, який дозволяє структурувати кожен операцію та є адитивною згорткою окремих критеріїв. Комплексний критерій дозволяє поєднати в собі як технічні, і економічні, так і соціальні – стохастичні. Основою такого підходу є розроблення комплексних моделей технологічних операцій механічного оброблення і їх використання у виборі найоптимальнішого варіанта типового технологічного процесу.

На основі традиційних методів моделювання, що включають регресійні, статистичний, логічні й ін. види аналізу, поставлена задача була вирішена за допомогою моделей – образів, в основі яких лежить використання мереж з однорідною структурою нейроподібних обчислювальних елементів.

Таке рішення є актуальним і має як наукове, так і, безсумнівно, практичне значення для виробництва.

### **Основна частина**

З розвитком інформаційних технологій, з одного боку, і з ресурсною кризою, що наступила, з іншого, вирішенню питань оптимального розподілу ресурсів на виробництві й ефективному створенню типових технологічних процесів, які враховують швидкість змін процесу виробництва продукції, приділяється недостатньо уваги.

Тому, метою дослідження є вдосконалення технологічної підготовки машинобудівного виробництва на основі комплексних підходів до підвищення ефективності технологічних процесів механічного оброблення з врахуванням факторів як детермінованого, так і стохастичного характеру.

Такий методологічний підхід надає реальну можливість параметризації механічного оброблення шляхом визначення технологічних режимів, обґрунтованих в однаковій мірі, як з технічної, так і з виробничої позицій, забезпечуючи досягнення необхідного співвідношення якості оброблення, продуктивності та витрат.

Дослідження показали, що для вирішення поставленої задачі необхідно застосування принципів системного підходу, у першу чергу, цілісності, оскільки технологічна операція є складною комплексною системою взаємодіючих елементів, та сформульовано основні етапи методу: вибір і обґрунтування об'єкту дослідження; вибір і обґрунтування критеріїв якості досліджуваної технологічної системи; вибір функціональної структури технологічної системи; обґрунтування доцільності вибору запропонованого методу структуризації; обґрунтування програмного апарату дослідження; визначення сутнісних параметрів обраного технічного рішення.

Тому у роботі запропоновано й обґрунтовано вид комплексного критерію, що дозволяє враховувати такі стохастичні фактори, як, наприклад, рівень організації робочого місця, розряд верстатника, задоволеність процесом праці, рівень корпоративної культури підприємства, напруженість і безпека праці верстатника тощо.

Запропонований комплексний критерій структуризації  $F$  є адитивною згортокою нормалізованих значень окремих критеріїв  $K_i$  наділених ваговими коефіцієнтами  $f_i$ .

$$F = \sum_{i=1}^n f_i K_i, \quad (1)$$

де  $n$  – кількість окремих критеріїв, що враховуються.

В адитивній схемі використано зважену суму рейтингів, у якій коефіцієнт, що зважає, визначає вагу доданка в сумі. При цьому

$$\sum_{i=1}^n f_i = 1, \quad (2)$$

Для  $i$ -ого переходу технологічної операції величина комплексного критерію  $F$  сукупності показників технологічної операції визначається залежністю:

$$F_i = f_1 k_1^* + f_2 k_2^* + \dots + f_n k_n^*, \quad (3)$$

де  $k_i^*$  – нормалізовані значення критеріїв на  $i$ -ому переході операції;  $f_i; f_n$  – позитивні числа, що характеризують відносну важливість критеріїв, сума яких визначається як:

$$f_1 + f_2 + \dots + f_n = 1, \quad (4)$$

Нормалізація критеріїв, тобто приведення їх до безрозмірного вигляду, здійснено за формулою:

$$K_i^* = \frac{K_i - K_{\min}}{K_{\max} - K_{\min}}, \quad (5)$$

де  $K_{\min}$  і  $K_{\max}$  – відповідно мінімальне та максимальне значення критерію  $K$  на множині рішень;  $K_i$  і  $K_i^*$  – відповідно поточне та нормалізоване значення критерію  $K$  на  $i$ -ом переході операції.

Цільова функція  $F$ , представлена комплексним критерієм задачі структуризації, дорівнює:

$$F_i(X) = f_1 K_1^* + f_2 K_2^* + \dots + f_n K_n^* \rightarrow \max, \quad (6)$$

де  $X$  – сукупність ознак, що описують систему яка оптимізується;  $K_i^*$  – нормалізоване значення окремого критерію  $K$ ;  $f_n$  – коефіцієнти значимості окремих критеріїв оптимальності.

Обмеженнями є:

- мінімальні та максимальні значення ознак, заданих навчальною вибіркою й описуючих технологічну операцію;
- умови неможливості послідовного виконання варіантів переходів у технологічній операції, якщо вони не пов'язані один з одним.

Основними вимогами до вибору окремих критеріїв є їх повнота, мінімальність, операційність, вимірність і економічність. Цим вимогам відповідають такі критерії: якість та точність оброблення, стійкість різального інструменту, працемісткість виготовлення деталі, продуктивність оброблення, витрати на операцію, напруженість праці верстатника, рівень організації робочого місця, рівень мотивації праці верстатника.

Проведені дослідження допомогли сформулювати основний принцип моделювання технологічної операції механічного оброблення – принцип структурної мінімізації, та визначити фактори, що впливають на її синтез: технічні, що характеризують роботу технологічної системи та фактори, що характеризують вплив зовнішнього (стосовно системи "верстат – пристосування – інструмент – деталь") середовища.

Для вирішення задачі доцільно використовувати метод нейромережевого програмування, що дозволяє розв'язувати задачі, здійснювати комплексну структуризацію з набором вихідних даних і з урахуванням стохастичних параметрів виробництва продукції на основі використання штучної нейронної мережі Хопфілда, відмінною рисою якої є наявність зворотних зв'язків, що забезпечують якість її настроювання і функціонування.

Виходячи з цього, методика структуризації операцій механічного



оброблення на основі використання нейромережових технологій буде складатися з таких етапів:

1 Виявлення (на основі експертного аналізу) кращої групи критеріїв структуризації технологічної операції.

2 Попереднє оброблення факторів детермінованого та стохастичного характеру на мережах з однорідною структурою. Відсів факторів і використання в подальшій роботі лише тих, коефіцієнт значимості  $K_{знач}$  яких дорівнює або перевищує 0,5.

3 Проведення комплексної структуризації технологічної операції на основі експертних значень вагомості кожного з критеріїв.

4 Формування нового варіанта технологічного процесу механічного оброблення з урахуванням знайденого оптимального сполучення технологічних режимів оброблення і вимог до факторів стохастичного характеру.

Запропонована методика дозволяє:

– враховувати вплив на комплексний критерій детермінованих та стохастичних факторів технологічних операцій деталей групи і корегувати можливі викривлення вихідних даних;

– інтегрувати в моделі накопичений виробничо-технологічний досвід, з огляду на специфічні виробничі умови, характеристики устаткування тощо;

– вирішувати актуальну для машинобудівних заводів проблему збільшення продуктивності праці або зниження вартості операцій із заданим рівнем якості, встановлюючи раціональне для цих умов сполучення технологічних режимів і умов виконуваної операції;

– скорочувати терміни та підвищувати ефективність прийнятих технологічних рішень, раціональніше здійснювати організацію виробництва.

Універсальність запропонованого підходу дозволяє адаптувати його для інших етапів технологічного процесу виробництва продукції.

Виконано апробацію запропонованого методу структуризації важкої токарної операції механічного оброблення валків холодного прокатування на виробництві. Побудовано комплекс математичних моделей, представлених системою обмежень на технологічну операцію. Визначено вхідні та вихідні параметри, наведено функціональні перетворювачі та форми постоброблення нормалізованих значень досліджуваних критеріїв:  $C_n, Q_n, IT_n, Ra_n, t_{шт-к н}, PM_n, MT_n, KK_n, HT_n, t_o, T_n$ .

Комплексним критерієм є наступне вираження:

$$F = f_1 C(\bar{X}_{df}; \bar{X}_{cf}) + f_2 Q(\bar{X}_{df}; \bar{X}_{cf}) + f_3 HT(\bar{X}_{df}; \bar{X}_{cf}) + f_4 MT(\bar{X}_{df}; \bar{X}_{cf}), \quad (7)$$

На основі оцінки детермінованих факторів технологічної операції зроблено висновки про доцільність застосування на токарній операції різців, оснащених змінними неперезагострювальними пластинами із твердого сплаву марки T14K8 і визначено режими обробки які за заданих умов склали: швидкість різання  $V = 53$  м/хв, подача  $S = 0,45$  мм/об. Отримані результати відповідають режимам, що обрані за критеріями ( $C_{yd}, Q_{yd}, HT, MT$ ).

Урахування стохастичних факторів (рівня напруженості праці

верстатника *HT* і рівня мотивації праці верстатника *MT*) показав, що вищезгадані режими оброблення корегуються залежно від значень цих рівнів до 15-18%.

Вибір технологічних режимів за критерієм питомої вартості обробки позитивно вплине на зниження вартості обробки, але призведе до підвищення величини шорсткості поверхні в середньому на 10-12%.

Вибір технологічних режимів за критерієм питомої продуктивності оброблення (продуктивності технологічної операції) відповідає окремому випадку структуризації за комплексним критерієм з коефіцієнтами  $f_1 = 0,2$ ;  $f_2 = 0,4$ ;  $f_3 = 0,2$ ;  $f_4 = 0,2$ .

Значення отриманих режимів збігаються зі значеннями, що отримані під час комплексної структуризації детермінованих факторів технологічної операції за окремими критеріями питомої вартості операції і продуктивності оброблення.

Розроблено загальні рекомендації щодо використання методу комплексної структуризації для вирішення широкого кола технологічних задач, використання яких у виробничих умовах дозволить призначати технологічні режими з урахуванням виявлених взаємозв'язків.

Для успішного практичного застосування запропонованих методологічних принципів і підходів необхідно дотримуватись таких правил:

1 Сформувати представницьку вибірку даних про прецеденти технологічних процесів, установивши перелік детермінованих та стохастичних факторів. У число детермінованих факторів рекомендовано прийняти режимну частину за наявності взаємозамінного устаткування – перелік устаткування, інструменту, заготовок. До числа стохастичних факторів переважно віднести рівень напруженості праці верстатника та рівень мотивації праці. Оцінки детермінованих факторів вибирати з технологічної документації, обґрунтованих і відпрацьованих на виробництві технологічних процесів. Рівні напруженості та мотивації праці визначати на основі експертних оцінок з усередненням даних експертів з метою виключення суб'єктивності думок і обмеженість методик.

2 Вибрати перелік окремих критеріїв системи *C*, *Q*, *IT*, *Ra* і (або інші), беручи до уваги, що вибирається максимальна кількість окремих критеріїв, яку необхідно врахувати.

3 Із загальної сукупності даних  $\bar{X}_{df}$  і  $\bar{X}_{cf}$  сформувати дві множини: навчальне і тестове, на основі яких визначити параметри моделей *C*, *Q*, *IT*, *Ra*, провести оцінку достовірності адекватності моделі на основі оцінки результатів тестової вибірки. Основна вимога – помилка тестової вибірки не повинна перевищувати помилки навчальної вибірки.

4 Сформувати масив можливих значень факторів, які структуруються.

5 Сформувати масив значень окремих критеріїв і провести нормування значень у діапазоні від 0 до 1, де 0 – мінімальне, а 1 – максимальне значення критерію.

6 Визначити значення комплексного критерію для масиву даних, зазначених в п.5, задаючи експертами значення  $f$  у межах обмеження  $\sum f_i = 1$ .

7 За максимумом критерію  $F$  визначити значення факторів, що відповідають цьому максимумові.

Для ефективного використання запропонованого підходу на підприємстві варто сформувані нормативні характеристики організації праці верстатника для різних рівнів  $HT$  і різних умов роботи, включаючи в тому числі роботу на малих, середніх, важких верстатах, а також сформувані нормативні характеристики, які визначають рівень  $MT$  (коефіцієнт преміювання за якість, преміювання за виконання роботи в термін, економію різних видів ресурсів і т.д.).

Оцінка економічної доцільності створення універсального комплексу моделей довела їх переваги порівняно з існуючими.

### **Висновки**

Розроблений метод проектування технологічних операцій, який засновано на принципі цілісності систем і враховує вплив на вибір раціональних режимів різання сукупності факторів детермінованого (технологічні характеристики) та стохастичного (організаційні характеристики) характеру може бути використано на різних машинобудівних підприємствах, тому що універсальність запропонованого підходу залишає можливість адаптації методу для структуризації інших параметрів процесу механічного оброблення, а також інших етапів технологічного процесу виробництва продукції.

Дослідженнями встановлено, що як комплексний критерій оптимальності доцільно застосувати адитивну згортку нормованих значень окремих критеріїв, використання яких дозволяє:

- обґрунтувати зміну технологічних режимів оброблення зі зміною умов їх виконання;
- забезпечити вдосконалення технологічних операцій і технологічних процесів в цілому шляхом цілеспрямованої зміни факторів стохастичного характеру і раціонально використовувати наявні для цього ресурси підприємства.

### **Література**

- 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, 1995. – 304 с., ил.
- 2 Еськов А.Л., Зуева Е.В. (Мишура Е.В.), Хаєт Г.Л. Многокритериальная оптимизация процесса механообработки с учетом стабильности и трудового потенциала станочников. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Сб. статей. – Краматорск: ДГМА, 1997. – Т.2. – С. 147–156.
- 3 Кохан Д., Якобс Г.Ю. Проектирование технологических процессов и переработка информации: Пер. с нем./ Пер. к.т.н. Колотенкова В.Ф. – М.: Машиностроение, 2001. – 312 с., ил.

УДК 621.793

**Лебедь В.Т., Кулаченко А.А.**  
АО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина

## **ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ В СОЕДИНЕНИЯХ КРУПНОГАБАРИТНЫХ СОСТАВНЫХ ВАЛКОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ**

*There have been given investigation results of optimal arrangement for areas with coating applied lengthwise of the roll spindle mounting surface in large-sized composite rolls with respect to tension value, sleeve thickness, mounting surface shape in axial section of roll spindle and other parameters.*

Вопрос надежности крупногабаритных деталей, изготовленных в составном варианте, во многом определяется качеством соединения с натягом сопрягаемых деталей.

Известны разнообразные методы нанесения различных покрытий на посадочную поверхность составных деталей [1], имеющих форму тела вращения, к которым, предъявляются следующие требования: обеспечение увеличения коэффициента трения, предохранение сопрягаемых поверхности деталей от коррозии, уменьшение износа сопрягаемых поверхностей, наличие достаточной пластичности материала деталей, гарантия хорошей теплопроводности и пр.

Существует ряд типоразмеров конструкций составных прокатных валков с фиксацией бандажа на оси валка с помощью клеящих и адгезионных веществ. Согласно одной из технологий японских производителей, к примеру [2], на поверхность оси валка перед сборкой наносится слой эпоксидной смолы с металлическим порошком. За рубежом широко используются способы сопряжения с помощью различного рода припоев, характеризующихся низкой температурой плавления.

Достаточно высокую надежность в процессе эксплуатации показали составные валки, у которых с целью повышения коэффициента трения в сопряжении на посадочных поверхностях применяли металлический порошок с размером частиц не менее 0,05 мм [3]. Анализ в данном направлении свидетельствует о важности проблемы выбора типа покрытия и создания технологии его нанесения, обеспечивающего работоспособную и надежную конструкцию составного прокатного валка. Актуальность данной технологии проявляется и при повторном использовании осей в процессе восстановления изделий.

При реализации технологий нанесения покрытий на посадочных поверхностях крупногабаритных составных прокатных валков общей массой 20...250 т требуется решение проблемы по созданию качественного

слоя. Габариты изделий: диаметр банджа 1600 ... 2350 мм, длина 2030 ... 4800 мм при общей длине изделия 4970 ... 10650 мм.

Наиболее приемлемым (с учетом реализации технологии и достижения надежности соединения изделия при эксплуатации) является способ нанесения и вдавливания твердого порошка электрокорунда 25А ГОСТ3647 в посадочную поверхность оси.

Указанная технология была реализована на опытно-промышленной партии составных прокатных валков (масса изделия 89 т.) [4]. Основные положения технологии базируются на конструкции составного валка, включающую промежуточную прослойку между осью валка и банджом, которая состоит из вдавленного в ось твердого порошка электрокорунда ( $Al_2O_3$ ). При нанесении покрытия использовано вспомогательное устройство в состав, которого, входили дозаторы масла и порошка. Перед нанесением покрытия ось валка устанавливалась в центрах токарного станка, а накатной ролик и устройство для нанесения порошка фиксировались на суппорте станка. Ролик, имеющий длину (ширину) дорожки контакта 5 мм и диаметр 100 мм, при перемещении суппорта на (0,1...0,2) мм и обеспечением усилия прижатия, равного  $(1...2) \times 10^4$  Н подводился к вращающейся поверхности оси валка ( $n = 70 \text{ } \frac{1}{\text{мин}}$ ). После регулирования положения дозаторов относительно посадочной поверхности оси валка, производилось их заполнение, соответственно, веретенным маслом АУ (малосернистое) ТУ 38.101.1232 и электрокорундом 25А ГОСТ 3647 с размером зерна (50...100) мкм. При включении продольной подачи суппорта (0,5 мм на один оборот оси) производилось вдавливание зерен порошка в посадочную поверхность. По окончанию процесса вкатывания поверхность обезжиривается. Прогнозируемое увеличение диаметра оси – не более 0,01 мм. Глубина проникновения зерен порошка в металл до 0,18 мм. Скорость нанесения покрытия  $\sim 0,04 \text{ м}^2/\text{мин}$ .

Анализ трудоемкости указанной технологии затрагивает вопрос целесообразности 100% нанесения покрытия на посадочную поверхность оси валка и изучения частичного нанесения покрытия, обеспечивающего надежность, как и при полном покрытии поверхности.

Реализация указанной технологии, обеспечивающая повышение коэффициента трения ( $f$ ) до 0,3...0,4, направлена на: увеличение жесткости составных деталей до 10 ... 15%, повышение усилия распрессовки; снижение остаточного прогиба в 1,5...2 раза и области распространения фреттинга на сопрягаемых поверхностях с 70 до 25%, устранение усталостного разрушения.

При посадке банджа на ось, коэффициент трения на посадочных поверхностях рассматривается равным 0,14. Известно, что при изгибе соединения с натягом могут образовываться участки проскальзывания, способствующие возникновению фреттинг-коррозии. Это снижает

усталостную прочность валков и способствует смещению бандажа. Несущая способность соединения существенно повышается при напылении на посадочную поверхность электрокорунда, который обеспечивает повышение коэффициента трения в два и более раз.

При расчете устанавливались минимальные области напыления электрокорунда, обеспечивающие создание прочного соединения бандажа с осью валка с учетом максимального усилия прокатки на валок. Дополнительно выполнен анализ влияния толщины бандажа, величин натяга и коэффициента трения на прочность соединения.

В качестве исходных данных использованы: усилие прокатки в клети кварто  $P = 4500$  т; наружный диаметр валка  $D = 1650$  мм; базовый диаметр оси валка  $d = 1200$  мм; длина бочки валка  $L = 2800$  мм; расстояние по осям подшипников качения  $A = 4100$  мм; диаметр шейки валка  $D_{ш} = 950$  мм; величина натяга  $\Delta \approx 0,001d$ . Ось валка изготовлена из стали 40ХН2МА, бандаж – 90ХФ. Исходный профиль посадочной поверхности оси валка цилиндрический. На посадочной поверхности бандажа с двух сторон имеются скосы  $1,5 \times 200$  мм.

Решение контактной задачи выполнялось методом конечных элементов по программе COSMOS WORKS при сборке по горячей посадке бандажа с осью валка и с учетом влияния изгиба от усилия прокатки.

Расчет проводился для следующих вариантов: 1) моноблочного валка  $\varnothing 1650$  мм; 2) составного валка с диаметром оси  $d=1200$  мм при толщине бандажа  $h=225$  мм и величине натяга  $\Delta=1,2$  мм; 3) составного валка  $d=1300$  мм при  $h=175$  мм и  $\Delta=1,2$  мм; 4) составного валка  $d=1300$  мм при  $h=175$  мм и  $\Delta=1,4$  мм. Для упрощения счета с учетом формы изделия рассматривалась половина валка. По плоскости разреза – закрепление (симметрия). На шейках валка – опирание в вертикальном направлении. Конечно-элементная модель исследуемого валка представлена на рис. 1.

Для определения требуемой области напыления электрокорунда из вышеуказанных вариантов были рассмотрены варианты 2, 3, 4. Поверхность оси валка была условно разделена на 8 частей по 350 мм (рис. 2).

При этом были рассмотрены следующие формы выполнения:

а) без покрытия по всей посадочной поверхности при коэффициенте трения  $f = 0,14$ ; б) с покрытием по всей посадочной поверхности при  $f=0,30$ ; в) с покрытием при  $f = 0,30$  на поверхности протяженностью 700 мм в центральной части оси, на остальной части  $f = 0,14$ ; г) с покрытием при  $f = 0,3$  на поверхности протяженностью 1400 мм в центральной части, на остальной части  $f = 0,14$ ; д) с покрытием при  $f = 0,3$  на поверхности протяженностью 500 мм от каждого края оси (исключая 200 мм – длину скосов на бандаже), на остальной части  $f = 0,14$ ; е) с покрытием при  $f=0,30$  на поверхности протяженностью 850 мм от края оси (исключая 200 мм – длина скосов на бандаже), на остальной части  $f = 0,14$ .

Для анализа расчетов были построены матрицы распределения

контактного давления по всей посадочной поверхности.

Анализ выполненных теоретических расчетов качества соединения с натягом крупногабаритных составных прокатных валков базировался на оценке условия сохранения целостности (неразрывности) области контактных давлений от величины натяга на сопрягаемых поверхностях изделия с учетом приложения изгибающего момента от максимального усилия, в частности, прокатки.

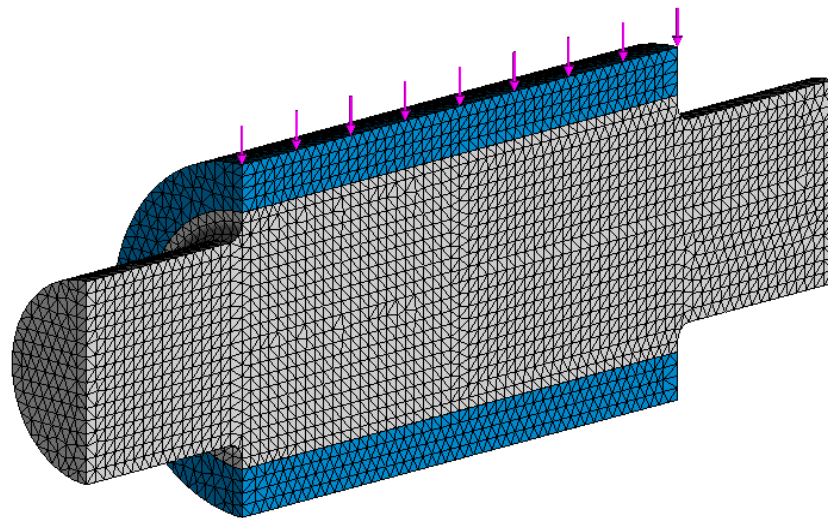


Рисунок 1 – Конечно-элементная схема составного валка под нагрузкой (половина)

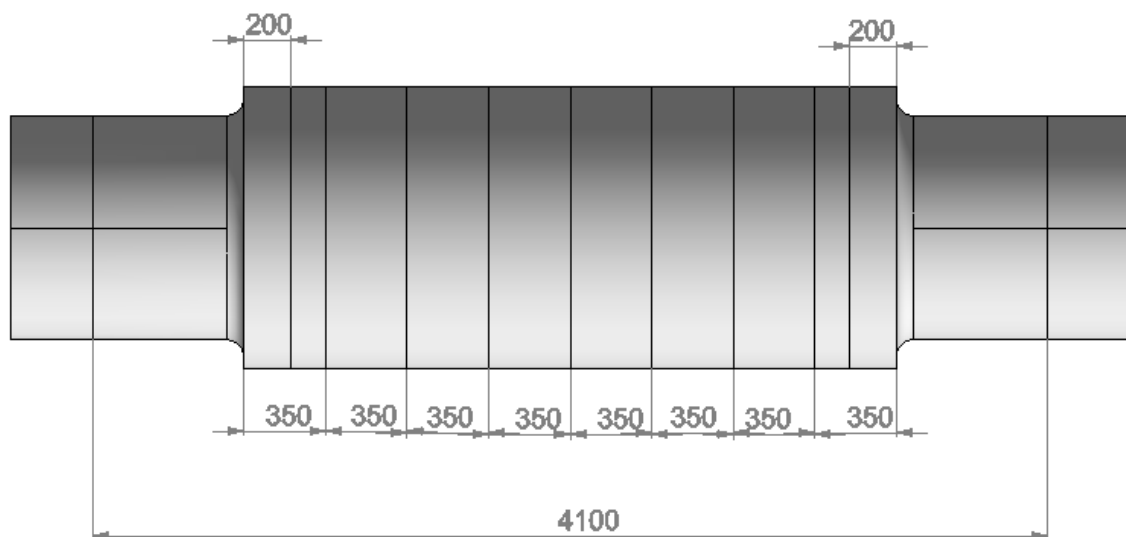


Рисунок 2 – Ось валка

Выполнено сопоставление величин прогибов моноблочного и аналогичного типоразмера составного валков по указанным вариантам (рис. 3). Контактное давление от посадки связано с расчетным натягом по

известной зависимости Ляме:

$$p = \frac{\Delta}{d \left( \frac{c_1}{E_1} + \frac{c_2}{E_2} \right)}, \text{ где } C_1 = \frac{1 + \left( \frac{d_1}{d} \right)^2}{1 - \left( \frac{d_1}{d} \right)^2} - \mu_1 \text{ и } C_2 = \frac{1 + \left( \frac{d}{d_2} \right)^2}{1 - \left( \frac{d}{d_2} \right)^2} + \mu_2$$

$d$  - посадочный диаметр оси вала;  $d_1, d_2$  – внутренний и наружный диаметры банджа;  $E_1, E_2$ - модули упругости, равные  $2,1 \times 10^6$  кг/см<sup>2</sup>;  $\mu_1, \mu_2$ - коэффициенты Пуассона, равные 0,3.

Контактные давления для вариантов: 2)  $d = 1200$  мм,  $\Delta = 1,2$  мм  $\rightarrow p = 49,5$  МПа; 3)  $d = 1300$  мм,  $\Delta = 1,2$  мм  $\rightarrow p = 36,8$  МПа; 4)  $d = 1300$  мм,  $\Delta = 1,4$  мм  $\rightarrow p = 42,9$  МПа.

В табл. 1 представлены исходные данные, принятые при расчете контактных давлений по шести формам выполнения.

Результаты распределения контактных давлений и суммарные усилия по рассматриваемым вариантам и формам выполнения представлены в табл. 2. Установлено, что максимальные контактные усилия обеспечиваются в последней форме выполнения при нанесении покрытия по краям. Это позволило оценить полученные результаты и определить форму выполнения «е» как наиболее эффективную.

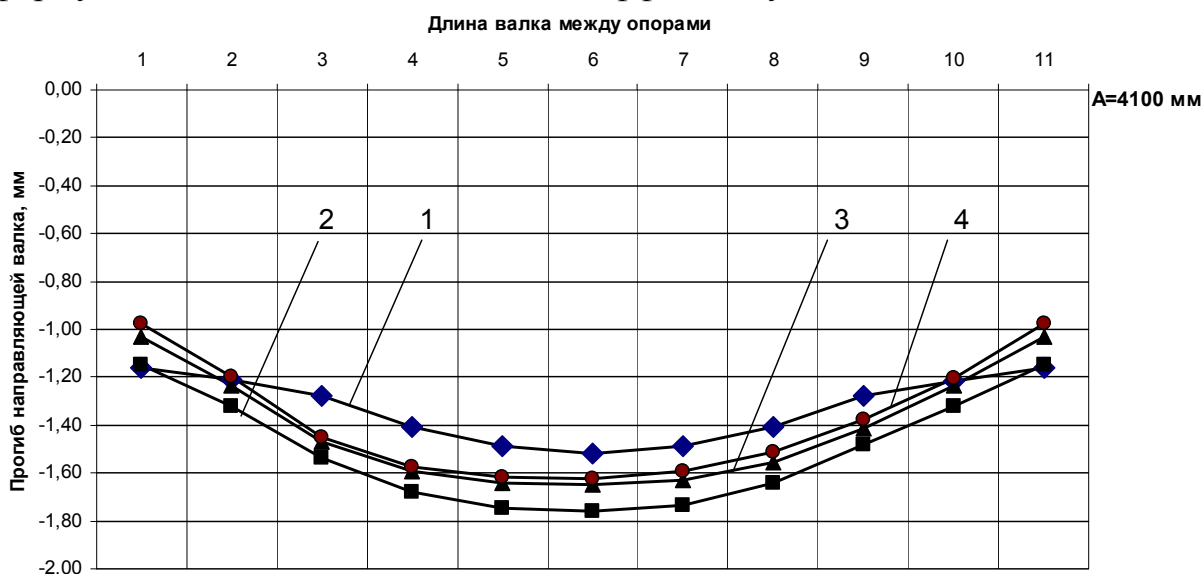


Рисунок 3 – Характер распределения величин прогибов направляющей по длине вала между опорами при приложении нагрузки к: моноблочному валу (1); аналогичным составному валу ( $d = 1200$  мм,  $\Delta = 1,2$  мм) (2); составному валу ( $d = 1300$  мм,  $\Delta = 1,2$  мм) (3); составному валу ( $d = 1300$  мм,  $\Delta = 1,4$  мм) (4);



Таблица 1 – Исходные данные и схемы, принятые при расчете контактных давлений

Формы выполнения	Место расположения участка(ов) по длине оси валка	Общая длина посадочной поверхности, мм	Протяженность длины с покрытой посадочной поверхности, мм	Коэффициент трения $f$ на сопрягаемых поверхностях		Схемы расположения участков покрытия на оси валка
				стали по стали	с покрытием	
а	-	2800	-	0,14	-	
б	по всей длине		2400	-	0,3	
в	по центру		700	0,14	0,3	
г	по центру		1400	0,14	0,3	
д	от края		500	0,14	0,3	
е	от края		850	0,14	0,3	

На рис. 4 приведен оптимальный вариант распределения контактных давлений для рассматриваемых вариантов 2 и 3.

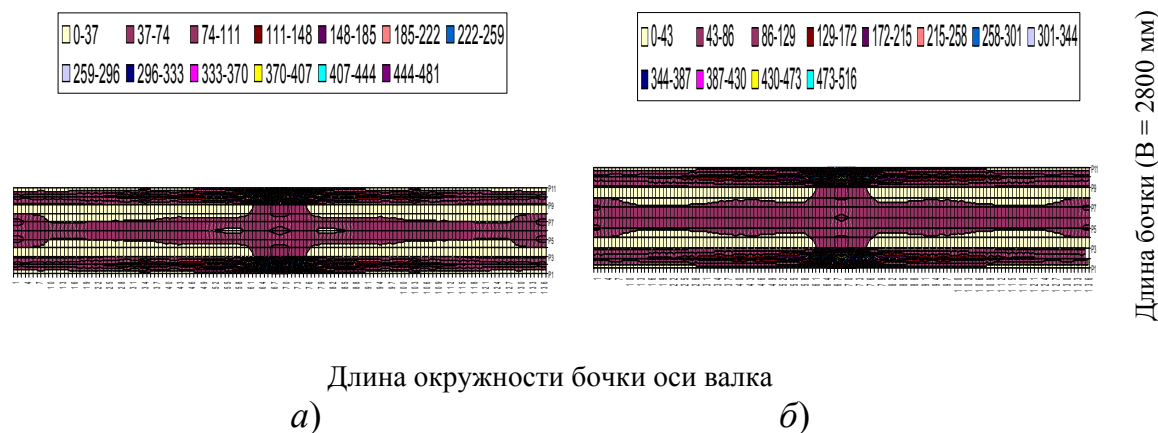


Рисунок 4 – Распределение контактных давлений в составном валке с диаметром оси 1300 мм,  $h = 175$  мм и  $f = 0,3$  на длине 850 мм от края при:  $\Delta = 1,2$  мм;  $P_{\max} = 477,4$  МПа (а);  $\Delta = 1,4$  мм;  $P_{\max} = 504,0$  МПа (б)

Таблица 2 – Характер распределения контактных давлений и суммарные контактные усилия на посадочной поверхности

Формы выполнения	Характер распределение контактных давлений (МПа) по посадочной поверхности в составном валке			Суммарные контактные усилия (т) на посадочной поверхности оси валка				
	при толщине стенки бандажа (h) и максимальном натяге ( $\Delta$ )							
	Вар. 2		Вар.3	Вар.4		Вар.2	Вар.3	Вар.4
	$h=225\text{мм}$ , $\Delta=1,2\text{мм}$ $d=1200\text{мм}$	$h=175\text{мм}$ , $\Delta=1,2\text{мм}$ $d=1300\text{мм}$	$h=175\text{мм}$ , $\Delta=1,2\text{мм}$ $d=1300\text{мм}$	$h=175\text{мм}$ , $\Delta=1,4\text{мм}$ $d=1300\text{мм}$	$h=225\text{мм}$ , $\Delta=1,2\text{мм}$	$h=175\text{мм}$ , $\Delta=1,2\text{мм}$	$h=175\text{мм}$ , $\Delta=1,4\text{мм}$	
а				52120	42960	49780		
б				53400	44000	51000		
в				52200	43140	49860		
г				52460	43360	50200		
д				52760	43760	50640		
е				53200	43940	50840		

### Выводы

Для обеспечения повышения качества сопряжения составных крупногабаритных деталей при реализации технологии нанесения покрытия установлено:

1 При совместном действии контактного давления от посадки и изгиба от усилия прокатки распределение суммарных давлений зависит от величины коэффициента трения между сопрягаемыми поверхностями бандажа и оси валка. Возрастание коэффициента трения с 0,14 до 0,30 от

краев посадочной поверхности к середине обеспечивает положительный результат.

2 Обеспечение зоны непрерывного контакта (в варианте 2) появляется, когда на торцах от скосов на длине протяжением 850 мм коэффициент трения  $f = 0,30$ , а на длине 700 мм в середине -  $f = 0,14$  (форма выполнения «e»). При этом максимальное давление на краю уменьшается на 4 % по сравнению с формой выполнения «a» (ф. в. «a»).

3 При изменении толщины бандажа с  $h = 225$  мм до  $h = 175$  мм и величине натяга ( $\Delta = 1,2$  мм) (вариант 3) влияние коэффициента трения снижается. Увеличение трения от краев обеспечивает нестабильный контакт по образующей (в зонах контакта отмечаются области проскальзывания) Максимальное давление на краях уменьшается на 2,3 % (ф. в. «e») при сравнении с ф. в. «a».

4 За счет увеличения величины натяга с 1,2 мм до 1,4 мм наиболее благоприятен четвертый вариант. Нанесение покрытий возможно и от торцов бандажа и на средней части оси вала, на длине 1400 мм. Максимальное давление на торцах не изменяется.

5 При сравнении величин прогибов моноблочного (вариант 1) и аналогичных составных (варианты 2,3,4) валков отмечается следующее: чем меньше толщина бандажа и больше величина натяга, тем более сопоставимы величины прогибов этих изделий (рис. 3).

Прогнозирование возникновения побочных эффектов от нанесенного порошка электрокорунда в процессе эксплуатации изделия предполагает выполнение работ по установлению оптимальной величины шероховатости посадочных поверхностей сопрягаемых деталей.

## Литература

- 1 Полухин П.И., Николаев В.А., Полухин В.П. и др. Прочность прокатных валков. – Алма-Ата: Наука, 1984. – 295 с.
- 2 Патент 19772. Метод производства бандажированных валков/Рукусима Масатакэ, Макиитэ Киёси – Япония, 1970.
- 3 Патент 48-6022. Способ изготовления бандажированных валков/Симачи Тадаси, Итикава Ясухира – Япония, 1973.
- 4 Лебедь В.Т. Обеспечение надежности и долговечности крупных деталей, соединенных натягом./Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2002. Вып. 23. С. 90 – 97

УДК 621.9:151.9

**Зуева Л.М.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПО ОБРАБОТКЕ ВАЛКОВ**

*The object of researching is technological system (TS) for work up detail like shaft the elements of which is the universal lathe devices, cutting tool, turner. So examine (TS) as humen- machining technological system. As mathematical apparatus formalisation use theory mass service.*

Анализ современного состояния машиностроения показал, что ведущей тенденцией является стремление производителей машин быстрее и максимально полно удовлетворять потребности общества. Поэтому требуется дальнейшее совершенствование механообрабатывающего производства, поиск новых резервов роста производительности труда и качества продукции, что обеспечит в итоге ускорение переналаживаемости производства, повышение его управляемости.

Одним их этапов жизненного цикла является производство машин, которое имеет тенденцию к уменьшению сроков в условиях рыночной экономики. Основным регламентирующим документом при изготовлении машины является технологический процесс (ТП) и от его производительности зависит время выпуска готового изделия. Производительность техпроцесса прямо зависит от производительности операции (являющейся наименьшей нормируемой единицей ТП), в том числе от потерь по всем временам, составляющим штучное время на операцию. Для тяжелых токарных станков основное время составляет 55-80% от общего времени обработки, поэтому важно рассматривать вспомогательное время и способы его сокращения как резерв повышения производительности обработки деталей. Это также важно с точки зрения уменьшения потерь от простоев дорогостоящих тяжелых и крупных станков. Тем более, что дальнейшее проведение работ, направленных на сокращение основного времени, дает очень незначительный экономический эффект [1]. Современные модели отечественных токарных станков обладают повышенной мощностью, быстроходностью, жесткостью и виброустойчивостью; эти станки имеют также усовершенствованную систему управления. В среднем их мощность повышена в 2-4 раза, а быстроходность – в 3-5 раз [1]. Вместе с введением новых марок инструментальных материалов это обеспечивает работу на скоростных режимах резания, что позволило резко уменьшиться основное время.

При выполнении ТП элементы ТС подвержены действию неконтролируемых возмущающих факторов, тогда процесс обработки сопровождается рассеянием во времени выходных параметров ТП, в частности производительности. В этих условиях проблема повышения надежности и качества технологических систем становится важной практической задачей. Большинство проводимых исследований оценивают надежность не всей ТС, а только одного из ее элементов станка или инструмента [2]. Существуют различные подходы при описании технологических систем, включающих в свой состав человека (ТСЧМ) [3]. Основная проблема, возникающая при этом – это описание участия человека в ТСЧМ, отражение его влияния на показатели эффективности, надежности, качества функционирования технологической системы.

Концептуальной моделью исследуемой ТС является система массового обслуживания с одним прибором. Математический анализ работы СМО упрощается и доводится до аналитических формул, если процесс, протекающий в системе – марковский [4]. Для этого достаточно, чтобы все потоки событий, переводящие систему из состояния в состояние были простейшими, то есть обладали свойствами ординарности, отсутствия последействия, стационарности. Для исследуемой СМО с некоторым приближением они обладают свойством ординарности, так как одновременное появление событий наблюдалось редко. Однако потоки в рассматриваемой ТС обладают последействием. Во-первых, последействие обусловлено зависимостью вероятности отказа элементов системы (станка, инструмента) от того, сколько времени они уже проработали и когда был последний ремонт или переточка. Во-вторых, вероятность появления ряда событий зависит от стадии обработки детали. Таким образом, последействие приводит к зависимости вероятностных характеристик системы от времени, а значит к нестационарности потоков.

Таким образом, потоки событий в исследуемой СМО не являются простейшими и процесс, протекающий в системе не марковский. Однако аппарат марковской теории массового обслуживания может использоваться для моделирования некоторого предельного случая обработки: низкая квалификация станочника и организационно-техническая культура производства, низкое качество инструмента и высокая нагрузка на него, вызывающая только поломки, что обеспечивает отсутствие последействия.

Значения необходимых характеристик для данной СМО определялись в ходе имитационного эксперимента на ПК в специализированной среде для чего была создана модель, позволяющий имитировать поведение отдельных элементов системы и связей между ними в течении заданного

времени моделирования [5].

Данная ТС операционного уровня осуществляет технологический процесс обработки прокатных валков. Она включает универсальный токарный станок ( $D_c=1600\text{мм}$ ), приспособления, режущий и мерительный инструмент. Обработка ведется одним или двумя суппортами.

Для получения значений параметров эффективности ТС проведена определенная работа, содержание которой приведено на рисунке 1. Построение алгоритма функционирования ТС, задание управляющих переменных и параметров модели, получение аналитических зависимостей для расчета выходных параметров модели проводилось на основе информации о предметной области, полученной в производственных условиях методом моментных, длительных наблюдений, хронометража рабочего времени.

С помощью созданной имитационной модели (рис.2) проводились эксперименты для получения операторных соотношений функционирования ТС с использованием математической теории планирования эксперимента, чтобы перебор вариантов модели был целенаправленным и организованным. В данной работе применялся ротатабельный центральный композиционный план со звездой, в котором дисперсия отклика является постоянной во всех точках, одинаково удаленных от центра плана. Для нелинейных моделей оценивать эффекты факторов при дробных планах непросто, так как тут происходит смешивание эффектов. Оценки меньше всего смешиваются в центральных композиционных планах. В задачах исследования системы такие факторные планы дают возможность наиболее точно выявить механизм влияния факторов на исследуемую систему и, как следствие, сформулировать наиболее обоснованные выводы. Изучалось влияние факторов системы – группа стабильности обработки (характеризуется долей нерегулярных событий в процессе обслуживания), коэффициент вариации стойкости резца, стойкость резца на выходные величины – производительность ТС, информационная нагрузка на рабочего, своевременность завершения ТП. Обработка статистических данных, полученных после прогонов модели, велась с помощью регрессионного анализа. Полученная полиномиальная зависимость дала возможность выявить влияние на функцию отклика не только каждого из указанных факторов, но также и их комбинаций, т.к. полином содержал соответствующий этой комбинации член. Коэффициенты при независимых переменных в аппроксимирующем полиноме отражают уровень влияния факторов. На рисунке 3 приведена поверхность отклика для одного из показателей эффективности ТС коэффициента готовности.

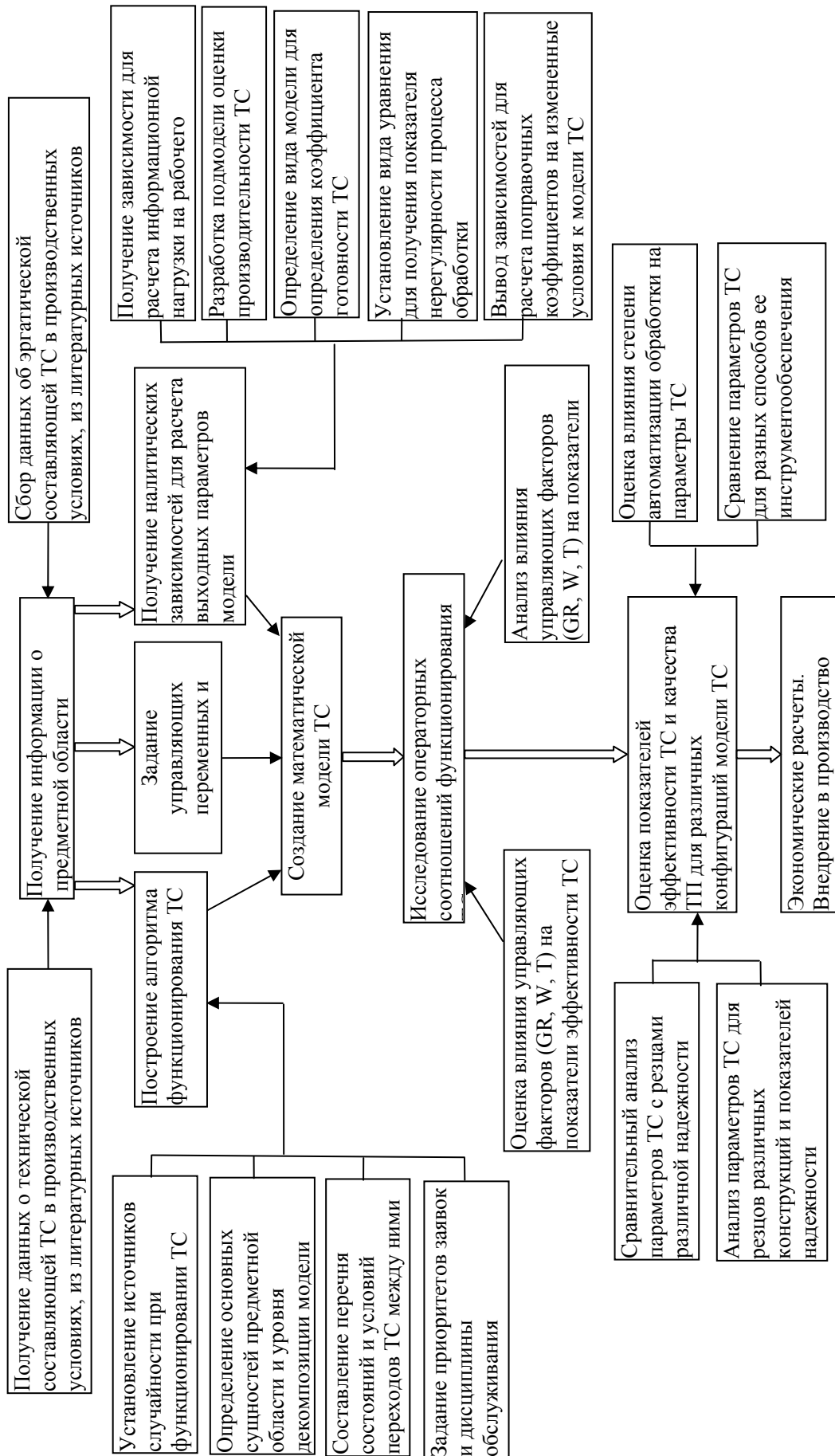


Рисунок 1 – Структурно-логическая схема исследований функционирования ТС

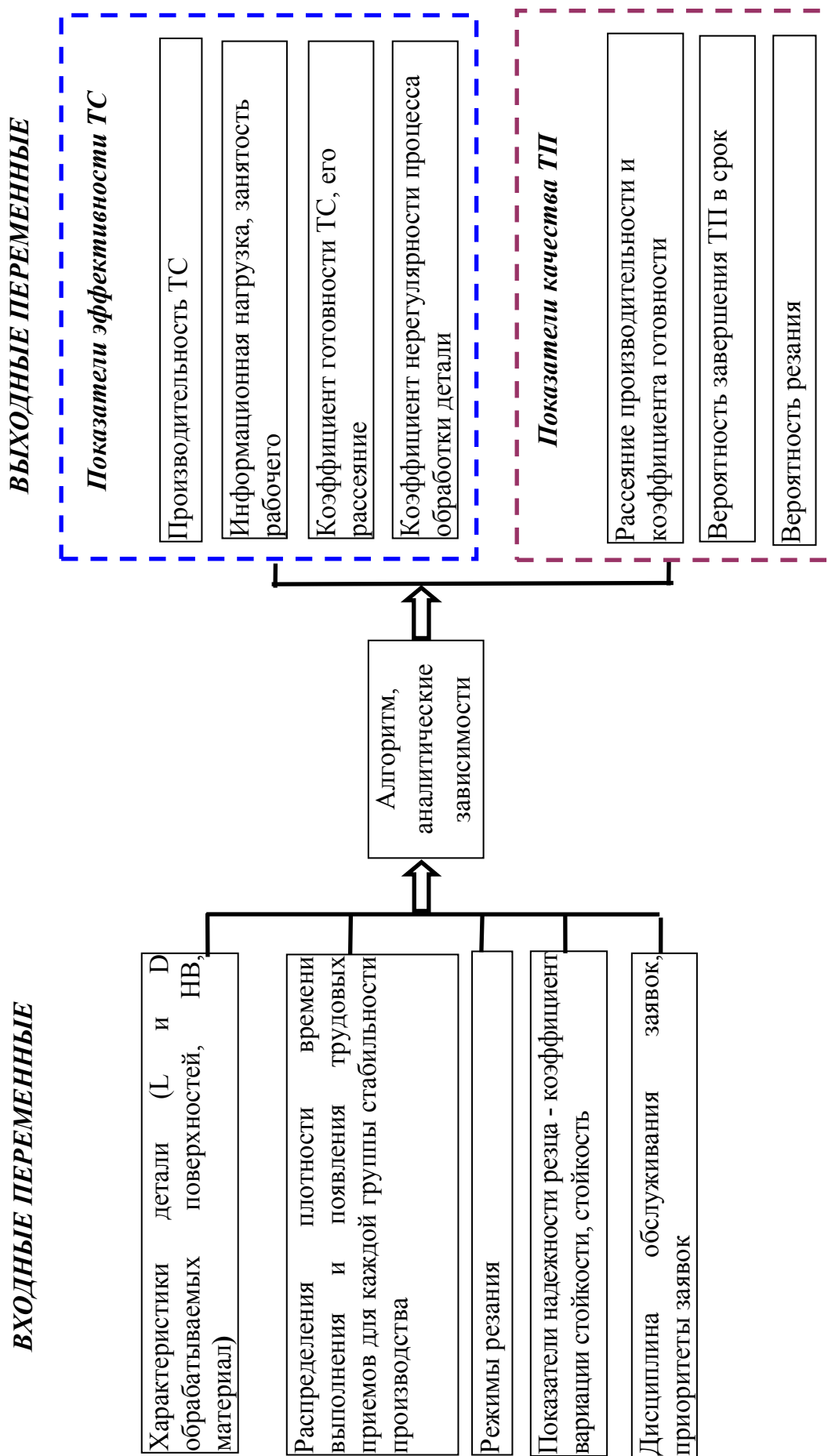


Рисунок 2 – Математическая модель функционирования технологической системы по обработке валков



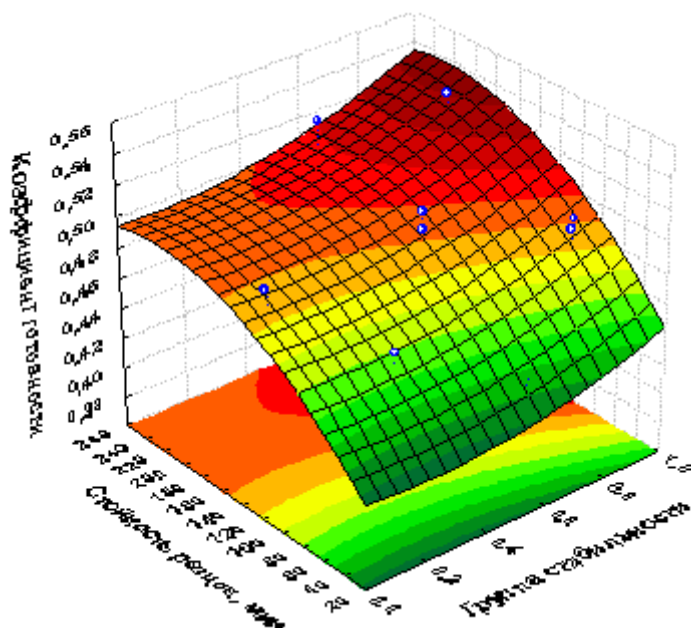


Рисунок 3 – Поверхность отклика зависимости коэффициента готовности ТС от группы стабильности и стойкости резца

Полученная модель дала возможность провести оценку показателей эффективности и качества ТП для различных конфигураций ТС. Так анализировались параметры ТС для резцов различных конструкций и показателей надежности, оценивалось влияние степени автоматизации обработки на параметры ТС для универсальных станков и станков с ЧПУ, сравнивались параметры ТС для разных способов ее инструментообеспечения – с централизованной заточкой инструмента и без нее.

### **Выводы**

1 Установлено, что при обработке валков на тяжелых токарных станках функционирование ТС может быть описано с помощью класса непрерывно-вероятностных математических моделей, при построении и исследовании которых используется теория массового обслуживания.

2 Установлена степень влияния коэффициента вариации стойкости резцов на рассеяние производительности, группы стабильности производства, стойкости резца, на производительность обработки, коэффициент готовности, информационную нагрузку на рабочего в результате обработки с помощью регрессионного анализа полученной при имитационном эксперименте статистики.

### **Литература**

- 1 Митрофанов С. П. Рациональное использование металлорежущих станков., 1967 .- 344 с.
- 2 Синопальников В.А. Надежность режущего инструмента.- М.: Мосстанкин, 1990. – 92 с.
- 3 Губинский А.И. Надежность и качество функционирования эргатических систем.- Л.: Наука, 1981.- 250с.
- 4 Таха, Хэмди А. Введение в исследование операций, 7-е издание.: Пер. с англ.– М.: Издательский дом «Вильямс», 2007. – 912с.
- 5 Кельтон В., Лоу А. Имитационное моделирование. Классика CS.3-е изд. – Спб.: Питер;Киев:Издательская группа ВНУ, 2004.-847с.:ил.

УДК 621.753.1/2(035)

**Мартынов А.П.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТЬ И ОБЕСПЕЧЕНИЕ СОБИРАЕМОСТИ КРУПНЫХ ИЗДЕЛИЙ**

*The problem of interchangeability providing on the example of producyon of large machines of heavy engineering is considered. The practical recommendations complex on the basis of increase of assembling knots is offered.*

Взаимозаменяемость включена в перечень обязательных требований стандартов наряду с обеспечением безопасности продукции для жизни, здоровья и имущества граждан, охрану среды.

В машиностроении важнейшей является геометрическая взаимозаменяемость, то есть, по точности сборочных единиц.

Соблюдение её в условиях единичного и мелкосерийного производства, особенно крупных изделий затруднена, поскольку здесь невозможно полностью исключить из сборочного процесса пригоночно-доделочные операции и поэтому приходится считаться с проблемой собираемости изделия, под которой понимают свойство процесса сборки обеспечивать требуемые показатели точности узлов при минимальном объёме указанных операций[1].

Это комплексная проблема, включающая, прежде всего, вопросы правильного назначения допусков, предельных отклонений и посадок при проектировании, их контроля при изготовлении и сборке деталей.

Согласно техническим требованиям к геометрии изделия по ДСТУ ISO 14660-2002 геометрические параметры изделий (GPS) должны рассматриваться в трёх «мирах»:

- мир технических требований, где с помощью нескольких изображений конструктор представляет будущее изделие;
- мир изделия, физический мир;
- мир приёмки, где проверяется уровень реализации изображения данного изделия посредством измерений его образцов с помощью контрольно-измерительных средств.

С учетом этого ниже (рис.1) представлены структурные связи системы обеспечения геометрической взаимозаменяемости, где первейшей задачей является оптимальная компоновка многозвенных размерных цепей с расчётом геометрических параметров деталей вероятностным методом.

На основе концепции [2] разработана автоматизированная система определения наиболее рационального вида достижения требуемой точности (полная взаимозаменяемость или неполная - с пригонкой или регулированием) на базе решения сборочных размерных цепей с помощью

компьютера.

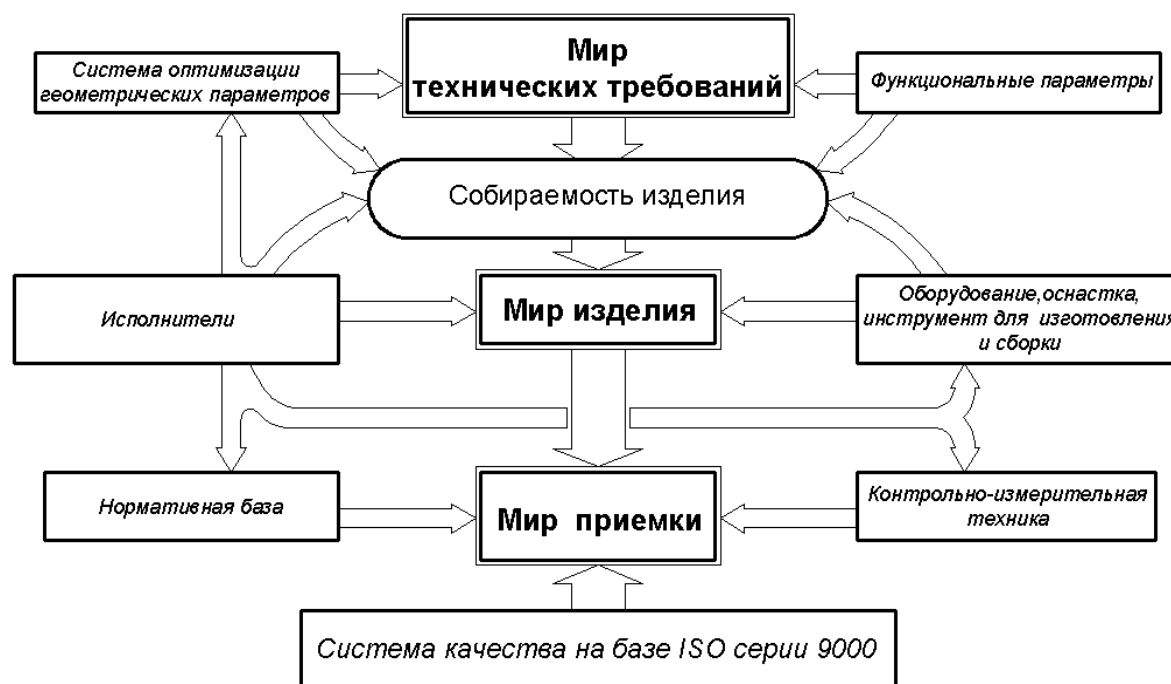


Рисунок 1 – Структурные связи системы обеспечения геометрических параметров изделия

Предусмотрено решение задачи двумя методами: максимума-минимума и вероятностным, а расчет допусков размеров тремя способами: одинаковых допусков, одинаковой степени точности и экономических допусков.

В сборочных размерных цепях наиболее целесообразным считаем способ экономических допусков, поскольку он применим для всех видов размерных цепей, любых типов и видов производства, поскольку учитывает технологические возможности оборудования.

При этом в изделиях единичного и мелкосерийного производства, особенно в тяжёлом машиностроении, чаще следует применять конструктивные размерные компенсаторы, позволяющие компенсировать погрешности составляющих звеньев.

Это особенно актуально для крупных силовых зубчатых и червячных передач, где, как свидетельствует опыт тяжелого машиностроения, наиболее трудно добиться взаимозаменяемости.

Ранее[3] нами было доказано относительное ужесточение допусков на изготовление цилиндрических зубчатых передач, изготавливаемых по ГОСТ 1643-81, и предложены методы обеспечения взаимозаменяемости.

Проанализируем подобным образом один из важнейших параметров сборки зубчатой конической и червячной передач - межосевой угол.

Согласно стандартам, допуск  $E_{\Sigma}$  (ГОСТ 1758-81) на этот параметр с увеличением среднего конусного расстояния  $R$  и допуски  $f_{\Sigma}$  (ГОСТ 3675-

81) с увеличением межосевого расстояния расширяются, что можно считать логичным.

Однако если рассмотреть не линейный параметр, а угловой ( $E_{\Sigma}/R$  и  $f_{\Sigma}/B$ ), то окажется, что допустимые погрешности относительного положения зубьев конических колес и сопрягаемых поверхностей червячной передачи с увеличением габаритов уменьшаются. Это видно из графиков на рис. 2, где показаны зависимость допускаемых величин  $E_{\Sigma}/R$  от среднего конусного расстояния  $R$  для сопряжений  $D$  и  $B$  и зависимость  $f_{\Sigma}/B=f(b)$ , построенные по данным стандартов (пилообразный характер кривых обусловлен нормированием в рассматриваемых стандартах показателей точности по интервалам размеров).

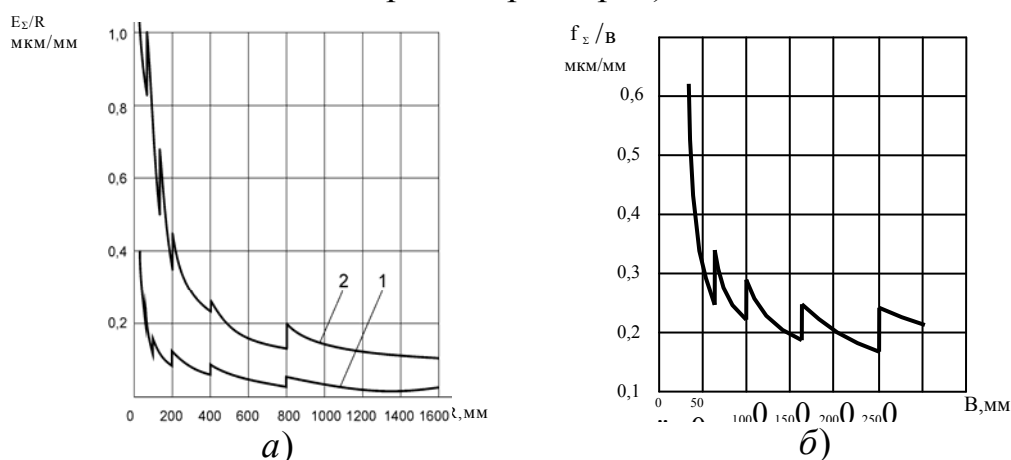


Рисунок 2 – Графики изменения допускаемых отклонений межосевого угла в конической (а) для сопряжений  $D$  (кривая 1) и  $B$  (кривая 2) и в цилиндрической червячной(б) передачах

Что же касается суммарного пятна контакта, то хотя допускаемые размеры его, как видно из стандартов, зависят только от степени точности, требования к сборке передачи (угол «неприлегания» сопрягаемых поверхностей) с увеличением габаритов также ужесточаются.

Нетрудно показать, что подобная закономерность характерна и для других параметров точности конической и червячной передач.

Это кардинально расходится, например, с ЕСДП ISO гладких соединений, где допуски размеров в пределах одного качества с их увеличением расширяются, учитывая таким образом параболический характер зависимости от них поля рассеяния погрешностей обработки.

К тому же, как показывает анализ ГОСТ 2110-93 и ГОСТ 11576-94, соответствующие допуски на точность горизонтально-расточных станков, на которых обрабатываются отверстия корпусов, с увеличением диаметра расточного шпинделя и габаритов станка не только не снижаются, но по многим параметрам даже расширяются.

Поэтому для обеспечения качества сборки крупных силовых передач

необходимо, прежде всего, на основе расчетов сборочных размерных цепей оценить возможность достижения требуемой точности по принципу полной или неполной взаимозаменяемости и, если необходимая точность обработки поверхностей детали передачи выше экономической или технически достижимой на предприятии (вероятность этого явления повышается с увеличением габаритов передачи), следует использовать технологическую или конструктивную компенсацию.

На рис. 3 показана коническая передача [4], точность сборки которой по всем её точностным параметрам достигается применением в ней двух стаканов, один из которых 1 эксцентричный и размещен в отверстии стакана 2, ось внутренней поверхности которой наклонена к оси наружной ее поверхности. Зацепление конической пары регулируют путем поворота стакана 2 относительно корпуса 5 до равенства угла между осями вращения колес 7 и 8 его номинальному значению, а затем с помощью поворота стакана 1 (вместе с опорами 4 и 6) относительно втулки 2 ликвидируют непересечение осей вращения колес. После этого с помощью набора прокладок 3, 9, и 10 известным способом производят осевую регулировку конических колес для совпадения вершин делительных конусов с осями вращения.

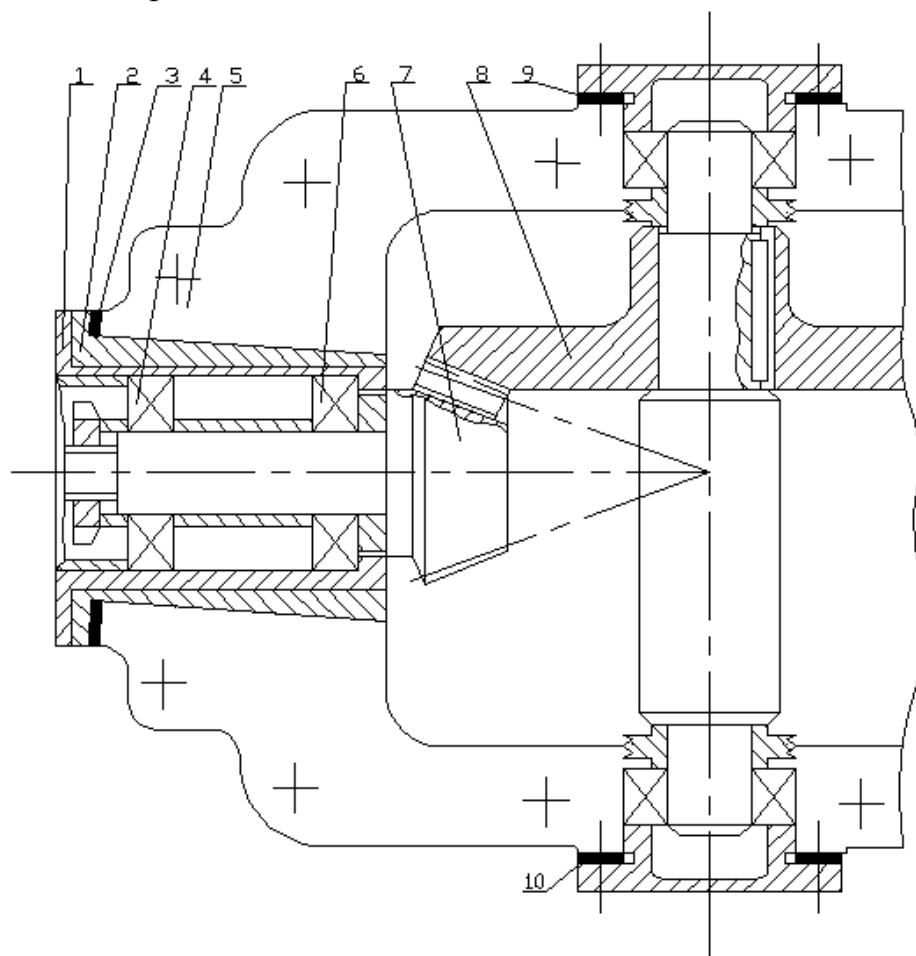


Рисунок 3 – Коническая передача с элементами регулирования параметров точности

В червячных передачах в целях регулирования могут быть использованы наборы эксцентричных втулок, например, по [5].

На наш взгляд, для получения характеристик рассеяния составляющих звеньев, необходимых для расчетов размерных цепей вероятностным методом, может быть использована методика [6] статистического анализа точности.

Для этого на основе конструктивно-технологического подобия деталей, а также исходя из общности технологических факторов, определяющих точность их обработки (применяемое оборудование и методы обработки, оснастка, инструменты и т.д.) объекты исследования разбивают на группы, а для приведения измеренных погрешностей параметров деталей в каждой группе к единым соизмеримым величинам определяют приведенные отклонения  $\Delta_{npi}$ :

$$\Delta_{npi} = \frac{er_i - ei_i}{es_i - ei_i} = \frac{er_i - ei_i}{Ti} \text{ (вал)} \text{ и } \Delta_{npi} = \frac{ER_i - EI_i}{ES_i - EI_i} = \frac{ER_i - EI_i}{Ti} \text{ (отверстие)},$$

где  $es_i$ ,  $ei_i$ ,  $er_i$  и  $ES_i$ ,  $EI_i$ ,  $ER_{ii}$  – верхнее, нижнее и действительное отклонения соответственно  $i$ -того вала и отверстия.

На рис.3 показано расположение отклонений измеренных размеров шеек валов диаметром  $d_1=580h10(-0,28)$  и  $d_2=450h11(-0,40)$  относительно своих полей допусков (а) и вычисленных приведенных отклонений в приведенном поле допуска (б).

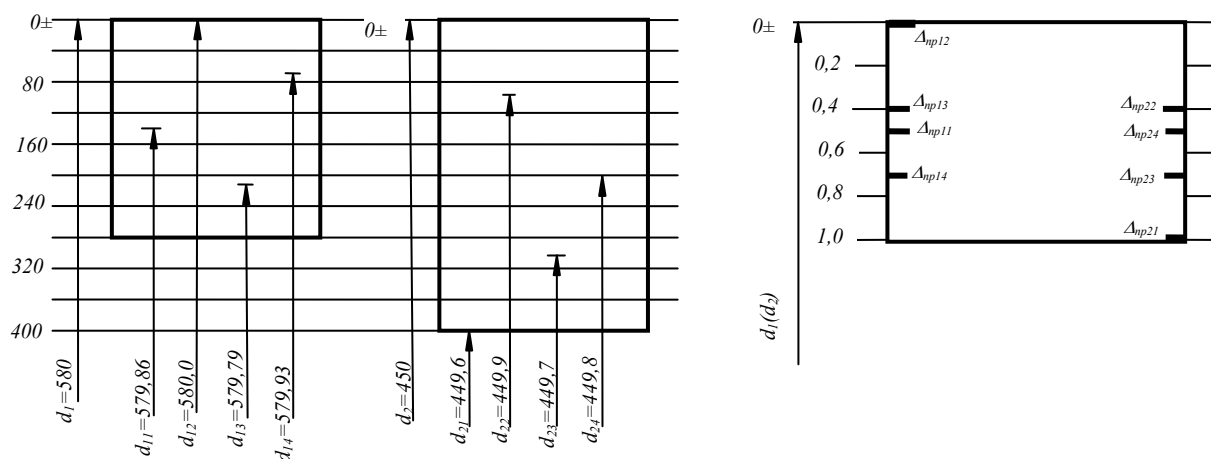


Рисунок 3 – Схема расположения отклонений размеров

Как видно из обоих примеров, приведенные отклонения, как и действительные, совершенно одинаково характеризуют фактическое расположение действительного размера в поле допуска исследуемого параметра, и, следовательно, являются единичными объективными показателями для всех деталей группы, в силу чего могут использоваться для определения статистических характеристик при расчетах размерных цепей вероятностным методом.

Сборка соединений с крепёжными деталями в условиях единичного и

мелкосерийного производства осуществляется часто либо путем совместной обработки отверстий в парных соединяемых деталях либо «по подметке», то есть, по обработанным отверстиям в одной из деталей. При этом взаимозаменяемость, естественно, не обеспечивается.

С целью упрощения нормирования допусков расположения в конструкторской и технологической документации разработана программа [7], позволяющая в автоматизированном режиме получать числовые значения позиционного допуска  $T$  и координатных составляющих  $T_x$  и  $T_y$  ( $T_R$  и  $T_\alpha$ ) по ГОСТ 14140-81 и, кроме того, перераспределять позиционный допуск как при пересчёте его на отклонения координирующих размеров, так и при принятии решения «годен - негоден» в процессе контроля универсальными средствами измерения либо на координатно-измерительных машинах (КИМ).

Для определения допусков непосредственно на рабочем месте, где чаще всего пока отсутствуют ЭВМ, разработаны номограммы в прямоугольных (рис.4,а) и полярных (рис.4,б) координатах.

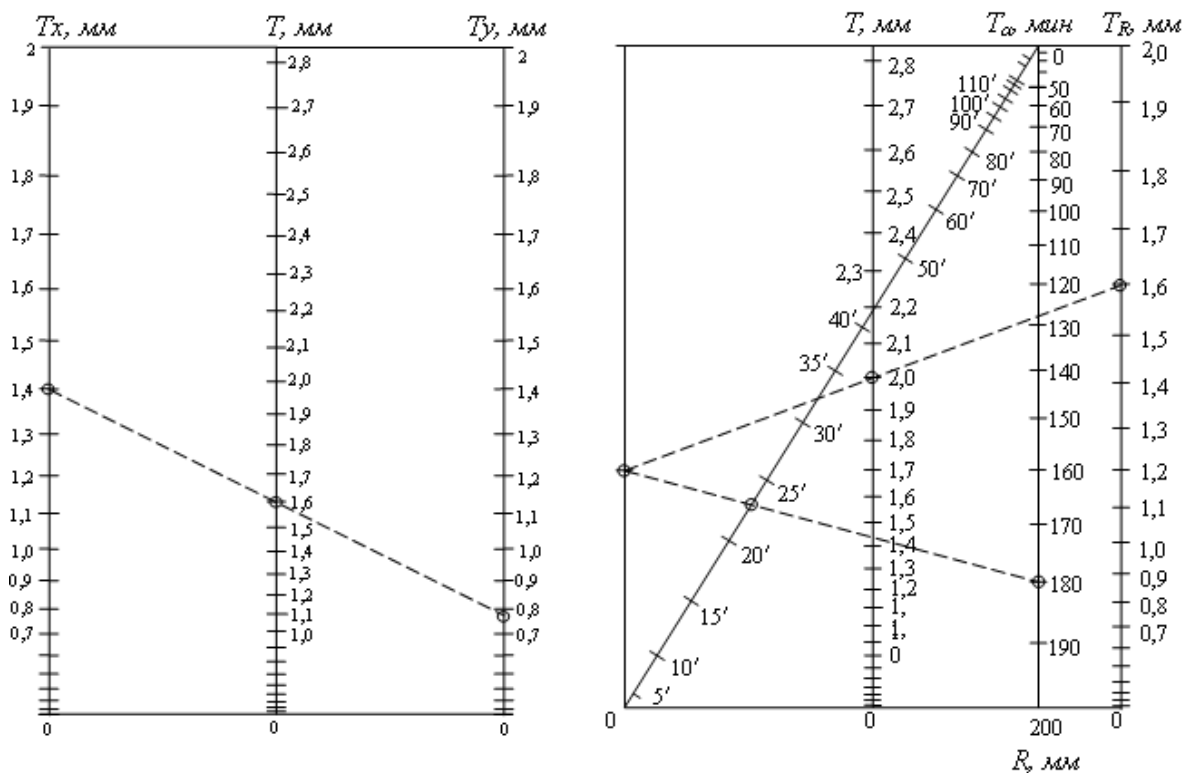


Рисунок 4 – Номограммы по определению позиционных допусков

Значения элементарных допусков в прямоугольной системе получают, как показано на графике, а в полярной системе вначале по значениям  $T_R$  и  $T$  находят точку пересечения с левой вертикалью, а затем по величине  $R$  (радиуса окружности расположения отверстий) – искомое значение  $T_\alpha$ .

Для повышения собираемости крупных узлов с подшипниками качения могут быть также использованы рекомендации [7].

## **Выводы**

1 Проблема геометрической взаимозаменяемости крупных изделий в условиях единичного и мелкосерийного производства на основе повышения собираемости включает в себя диалектическое противоречие между необходимостью обеспечения высоких точностных параметров машин и технологическими возможностями их достижения. Это естественное противоречие необходимо решать во всех трёх «мирах» существования геометрических параметров изделия путем обоснованного регламентирования геометрических параметров проектируемых машин, исходя из их функционального назначения, и оптимизации (расчеты и изыскание наиболее эффективных технологических методов и средств их обеспечения в процессе производства). При этом должен достигаться обоснованный компромисс между свойствами геометрии проектируемого изделия как средства обеспечения требуемых функциональных характеристик и его свойствами как объекта производства, способствующими его изготовлению при оптимальных трудозатратах.

2 Предложены методы повышения собираемости крупных изделий, позволяющие обеспечить соответствующую (полную или неполную) взаимозаменяемость сборочных единиц.

## **Литература**

- 1 Жабин А.И. Сборка изделий в единичном и мелкосерийном производстве/ Жабин А.И., Мартынов А.П. – М.: Машиностроение, 1988. – 184 с.
- 2 Мартынов А.П. Автоматизация расчетов размерных цепей на ЭВМ/ Мартынов А.П., Жабин А.И., Деулин Н.Н. Вестник машиностроения 1991, №2.с.33-35
- 3 Мартынов А.П. Исследование взаимосвязи параметров, определяющих качество силовых зубчатых передач/ Мартынов А.П., Корчак Е.С., Туник Е.В. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. пр. Вип. 13. Краматорськ – Київ, 2003. с.120-125
- 4 А.с. №544801, УДК 62183338 (088.8) Коническая передача / С.А. Певзнер,
- 5 А.П. Мартынов, А.В. Солод (СССР) - № 2049250/28 ; опубл. 30.01.77, бюл. №4. – 3: ил.
- 6 А.с. № 245510, СССР, МПК F16n. Червячная передача / Е.И. Калачев (СССР). – 1223991 / 25-28; заявл. 11.03.88; опубл. 04.06.89, бюл. №10. – 2с: ил.
- 7 Мартынов А.П. Статистическая оценка точности при изготовлении крупных изделий в единичном и мелкосерийном производстве. Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. Зб. наук. пр. №3(9). Краматорськ, 2007, с. 157-162
- 8 Мартынов А.П. Собираемость крупных узлов изделий/ Пациора А.П. Корчак Е.С., ЕвсеенкоЮ.В //Зб.«Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку». Матеріали третьої міжнародної науково-технічної конференції / Краматорськ, ДДМА,2005-С.73



УДК 621.9.048

**Жартовский А.В., Маневич В.А.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина, ГТИ, Израиль

## **О ВЫБОРЕ СОСТАВА ИНГРЕДИЕНТОВ ЭЛЕКТРОДОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОГО УПРОЧНЕНИЯ**

*Experimental works confirm possibility of synthesis of matters in a voltaic arc from ingredients the containing coniferous forest and carbon.*

Ресурсо и энергосберегающие технологии находят широкое применение в инструментальном производстве и при эксплуатации металлорежущего инструмента. Наряду с традиционными процессами пайки, наплавки, применяются также методы местного упрочнения инструментальных материалов. К таким можно отнести, например, лазерное и электрофизическое упрочнение. Среди разнообразных методов электрофизического упрочнения наиболее широко представлено в различных вариациях электроэрозионное упрочнение, которое предполагает нанесение износостойких покрытий с использованием металлического электрода [1,2]. Как правило, электрод изготавливают из твердого сплава различных марок.

Большое количество исследований в области электрофизики охватывают разнообразные процессы в электрической дуге. Особый интерес исследователей вызывают процессы синтеза новых веществ и условия протекания такого рода процессов.

Импульс электрической дуги вызывает ударную волну в окружающем пространстве и на поверхности обрабатываемого материала.

Изучались[3,4] различные физические и химические процессы во фронте ударной волны.

Электрофизическая обработка материалов благодаря широкому спектру применения в различных отраслях техники обеспечила большим количеством научных фактов.

Численно моделировали [3] ударную волну в газовых смесях, состоящих перед фронтом из двух химически взаимодействующих малых примесей и инертного легкого основного компонента. Химическая реакция между этими примесями начиналась во фронте ударной волны и вела к образованию двух новых компонентов. Получено, что коэффициент скорости прямой реакции превышал во фронте равновесное значение соответствующей константы скорости за волной примерно в 120 раз.

При этом реакция происходила более интенсивно в зоне поступательной неравновесности. Показано, что для случаев экзотермической реакции и слабой эндотермической реакции очень малое количество легкого продукта реакции имеет скорость ударной волны и

увлекается фронтом. Увеличение порога прямой реакции на 30% при прочих неизменных условиях привело к более сильному проявлению данных эффектов. Так, коэффициент скорости прямой реакции превышал во фронте равновесное значение соответствующей константы скорости за волной приблизительно в 340 раз.

Исследовали фазовый переход графита в алмаз в ударных волнах при электродинамическом сжатии [4]. При давлениях 30-40 ГПа в течении 4  $\mu$ s образовывались поликристаллы алмаза размером 1-2  $\mu$ m.

В работе [5] дан обзор экспериментальных исследований реакций ядерного синтеза в процессе электрического взрыва проводников, содержащих дейтерий. Описаны механизмы электрического взрыва металлических проводников и острий. Показано, что в процессе электрического взрыва реакции ядерного синтеза протекают в мезофазном состоянии вещества, которое является промежуточным между жидким и газообразным состояниями. Дано описание экспериментальной установки ядерного синтеза в процессе электрического взрыва проводников, содержащих дейтерий. Там же [5] предоставлены ссылки на авторов [6-9] проводивших исследования с получением аналогичных результатов.

Существуют методы получения сверхтвердых инструментальных материалов [10] и образования сварного соединения [11] с применением процессов самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС) при высоких давлениях и температурах. Такие условия могут быть созданы в электрическом разряде с регулируемыми параметрами по мощности, току и напряжению. Это может быть предпосылками нового подхода к созданию электродов для поверхностного электрофизического упрочнения. Условия для синтеза веществ - давление, температура обеспечивается существованием условием существованием теплового взрыва [12] в зоне электрического контакта поверхностей и наличие там реагирующего вещества, как из твердой так и газовой фазы [10]. Использование неметаллических электродов с применением ингредиентов специального химического состава открывает новые возможности получения износостойких покрытий путем синтеза веществ в электрической дуге.

**Целью** настоящей работы является изучение физико-химических явлений в зоне контакта при нагревании под действием электрического тока.

**Задачами** настоящей работы являются:

- изучение возможности образования наноразмерных частиц при пиролизе органических ингредиентов в условиях электрического разряда,
- изучение возможности синтеза веществ в условиях электрического разряда,
- возможность получения синтезированных веществ на поверхности металла.

Известно [13], что наночастицы и кластеры металлов являются состоянием конденсированной фазы и благодаря своим размерам имеют химические и физические свойства отличающиеся от наблюдаемых в обычном состоянии вещества. Наночастицы рассматриваются как промежуточное образование между атомами и твердым состоянием. Эти частицы обладают изменяемым набором свойств, зависящий от их размера. Одним из таких изменений свойств является изменение температуры плавления металлов. С уменьшением размера частиц температура плавления может значительно понижаться, а химическая активность повышаться.

Для исследования процессов пиролиза и синтеза веществ в зоне электрического контакта были проведены эксперименты, при которых использовались специальные образцы с отверстиями в центральной части. Принципиальная схема процесса приведена на рисунке 1.

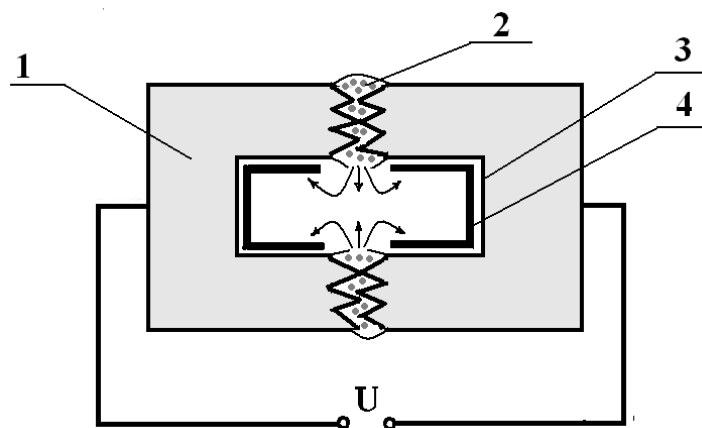


Рисунок 1 – Принципиальная схема получения продуктов пиролиза углеводородных материалов и синтеза СВС в условиях теплового взрыва в микрообъемах ограниченных контактирующими поверхностями

1 - металлический образец; 2- исследуемое вещество; 3- внутренняя поверхность образца; 4- конденсированный продукт пиролиза и ли синтеза

Для получения продуктов пиролиза или синтеза через контактирующие поверхности образцов - 1 с нанесенным углеводородным веществом - 2 (неотвержденная эпоксидная смола, глицерин, или композиции веществ содержащих бор, углерод и связующее) пропускали электрический ток. Вещество между контактирующими поверхностями подвергалось пиролизу в условиях теплового взрыва при высоких скоростях нагрева микрорельефа контактирующих поверхностей. Продукты пиролиза скапливались на внутренней поверхности образца -4 в виде плотного - 4. Образцы вскрывали и изучали состав и строение полученного продукта.

Вещества полученные в результате пиролиза органического вещества и синтеза между продуктами пиролиза и бором аморфным в полости образца приведены на рис.2.



Рисунок 2 – Продукты пиролиза (а) и синтеза (б) полученные в условиях теплового взрыва при пропускании электрического тока

Исследование продуктов пиролиза органического ингредиента полученных на внутренней поверхности образца, показали, что в результате пиролиза образовались нанопродукты (Рис.3).

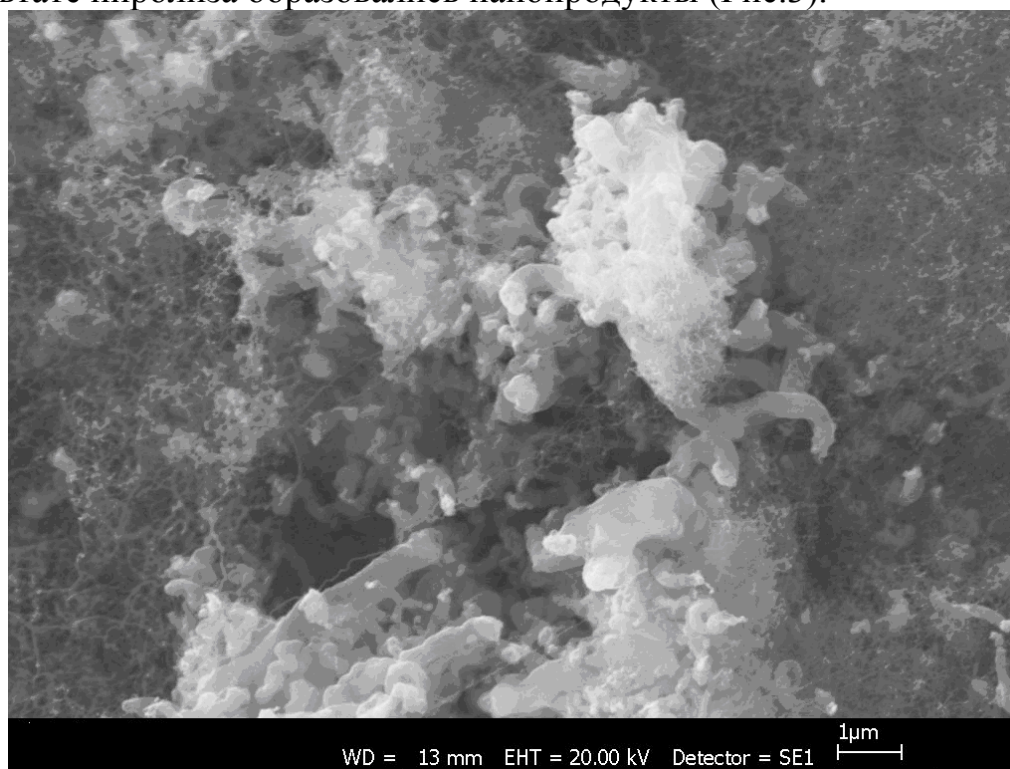


Рисунок 3 – Нанопродукты полученные в результате пиролиза при пропускании электрического тока через углеводородное вещество в зоне электрического контакта

Образование нанопродуктов является результатом взаимодействия атомарного углерода. Такого рода реакции происходят с высокими скоростями [10,13]. Существование атомарного углерода, полученного путем пиролиза углеводородного ингредиента состава неметаллического электрода, и введение ингредиентов с содержанием бора, например, бора аморфного делают возможным реакции между углеродом и бором по химической схеме процесса [10]:

$$\sum a_i X_i + \sum v_j Y_j = Z,$$

где  $X_i$  - элементы «горючие»,  $Y_j$  - элементы «окислители»,  $a_i$ ,  $v_j$  - коэффициенты уравнения,  $Z$  - конечный продукт.

Это подтверждается экспериментально. Синтезированный продукт полученный в результате реакции пиролитического углерода и бора аморфного показан на рис.4.



X 25

Рисунок 4 – Синтезированный продукт взаимодействия углерода и бора аморфного

Синтезированный продукт получен на стенках образца в виде пленок толщиной 0,2-0,5 мм. темно-коричневого цвета. По внешнему виду продукт напоминал карбид бора, полученный методом СВС по традиционной технологии. При царапании стекла пластиной из СВС карбида бора и пленкой синтезированного вещества на поверхности оставались царапины. Была опробована возможность изготовления электродов для электрофизической обработки на основе системы ингредиентов содержащих углерод и бор. При изучении возможности нанесения покрытия на поверхность металла из этих электродов получен положительный результат.

### ***Выводы***

На основании данных [4-10,12,13] по исследованию условий синтеза в ударной волне и электрической дуге разработана схема получения продуктов пиролиза углеводородных материалов и синтеза СВС в условиях теплового взрыва в микрообъемах ограниченных контактирующими поверхностями.

Экспериментальным путем выделены продукты пиролиза углеводородных ингредиентов флюса и синтеза пиролитического углерода и бора аморфного в условиях теплового взрыва между контактирующими поверхностями при пропускании электрического тока.

Проведенные экспериментальные работы подтверждают возможность синтеза веществ в электрической дуге из ингредиентов содержащих бор и

углерод. Это позволяет расширить возможности методов электрофизического упрочнения поверхностей за счет применения неметаллических электродов, содержащий углерод, бор аморфный, соли металлов и углеводородного связующего вещества.

### Литература

- 1 Коваленко В.С., Верхотуров А.Д., Головкин Л. Ф., Подчерняева И.А. Легирование и электроэрозионное упрочнение материалов. М.: Наука,1986. 276 с.
- 2 Электродные материалы для электроискрового легирования / А.Д. Верхотуров, И.А. Подчерняева, Л.Ф. Прядко, Ф.Ф.Егоров. М.: Наука, 1988.-244 с.
- 3 С.В. Куликов. Моделирование ускорения газовых химических реакций во фронте ударной волны// Изв. РАН. МЖГ. 2001. № 5. С. 177-186.
- 4 И.Д.Макаревич, А.Д.Рахев, Б.В.Румянцев, Б.Э.Фридман. Изучение фазовых превращений в углероде при электродинамическом сжатии//Физика твердого тела, 2004, том 46, вып. 4, С. 659-661.
- 5 М. М. Мартынюк, Н. Ю. Кравченко Реакции ядерного синтеза в мезофазном веществе в процессе электрического взрыва//Прикладная физика, 2003, № 1, с. 79-90
- 6 Bonpas M., Ertaud A., Legrand J., Meunier R.//Journal de Physique et le Radium. 1957. V. 18. №. 10. P. 585.
- 7 Vitkovitsky I. M.//Bulletin of American Physical Society. 1973. Ser. 2. V. 18. №. 10. P. 1331.
- 8 Lochte-Holtgreven W.//Atomkernenergie. 1976. V. 28. №. 3. P. 120.
- 9 Lochte-Holtgreven W.//Zeitschrift für Naturforschung. 1987. V. 42A. №. 5. P. 538.
- 10 Мержанов А.Г. Проблемы технологического горения // Процессы горения в химической технологии и металлургии.– М.: Черноголовка.– 1975.–С.5-28.
- 11 Способ соединения материалов А. с. №747661, СССР, МКИ В 23К 28 /00/
- 12 А.Г. Мержанов, И.П.Боровинская, А.С.Штайнберг, О.А.Кочетов, В.Б.Улыбин, В.В.Шипилов, В.В.Червяков, С.Н.Марковский (СССР).- № 2350713/ 25-27; Заявлено 17.04.76; Опубл: 15.06.80, Бюл. 1980, №26.
- 13 Юткин Л.А. Электрогидравлический эффект и его применение в промышленности. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1986. - 256с.
- 14 Сергеев Г.Б. Нанохимия: учебное пособие/ Г.Б. Сергеев.- М.:КДУ, 2006.-336с. М.: ил.

УДК 621.952

**Дзюра В.О., Шевчук О.С.**

ТДТУ імені І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

## **ОБґРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ПРИСТРОЮ ДЛЯ ДОРНУВАННЯ ВНУТРІШНІХ НАПІВКРУГЛИХ ГВИНТОВИХ КАНАВОК**

*The structural implementation of for coring of internal half-round spiral ditches is resulted. The ground of construction of a self-adjusting device for coring of internal half-round spiral ditches is conducted.*

Складність виготовлення внутрішніх гвинтових канавок зумовлена великою кількістю факторів, що мають значний вплив на цей процес. Серед цих факторів можна виділити як конструктивні так і технологічні. До технологічних слід віднести подачу параметри режимів різання, а саме їх синхронізацію (подачі і обертання навколо осі інструменту). Саме ці технологічні параметри матимуть найбільший вплив на формування кроку гвинтового профілю.

Неточність виготовлення елементів верстатів, нерівномірність рухів його робочих частин призводить до неточності формування кроку гвинтового профілю.

Проектуванням інструментів і пристроїв для оброблення внутрішніх поверхонь поверхневим пластичним деформуванням займалися наступні автори [1, 2, 3], однак виготовлення внутрішніх гвинтових напівкруглих канавок все ще залишається досить складним через необхідність суворої синхронізації рухів під час процесу оброблення.

Метою дослідження є розроблення самовстановлювального пристрою для забезпечення синхронізації рухів інструменту під час оброблення внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі» на 2004-2008 роки

Основною перевагою самовстановлювальних пристроїв є автоматичний вибір оптимальних параметрів для здійснення виконуваного ними процесу.

Перевагою таких пристроїв є й те, що процес оброблення можна здійснювати на універсальних верстатах нормальної точності, а точність оброблення буде визначатись тільки точністю виготовлення інструменту, оскільки пристрій автоматично забезпечить оптимальні параметри процесу. При цьому компенсується похибка радіального зміщення заготовки в приспособленні під час встановлення і закріплення. Проте важливим при в даному процесі механічної обробки є забезпечення

співвідношенні інструменту і оброблюваної деталі.

Оскільки в даному випадку процес здійснюється методом пластичного деформування, то він супроводжується значними зусиллями, що прикладаються до інструменту. Тож навіть досить незначна несинхронність рухів інструменту, або спадкова неточність отримана на попередній операції технологічного процесу виготовлення внутрішньої гвинтової напівкруглої канавки призведе до поломки інструменту або робочих частин верстату.

Тож використання на даній операції технологічного процесу виготовлення внутрішніх гвинтових напівкруглих канавок (ВГНК) є досить обґрунтованим.

Конструктивне виконання самовстановлювального пристрою і спеціального інструменту може бути різним. Однак наведене в даній статті на думку авторів є оптимальним для виконання даного технологічного процесу навіть на універсальних верстатах з кріпленням пристрою в патроні, який забезпечить передачу крутного моменту і осьове переміщення, а заготовки в центральному пристрої.

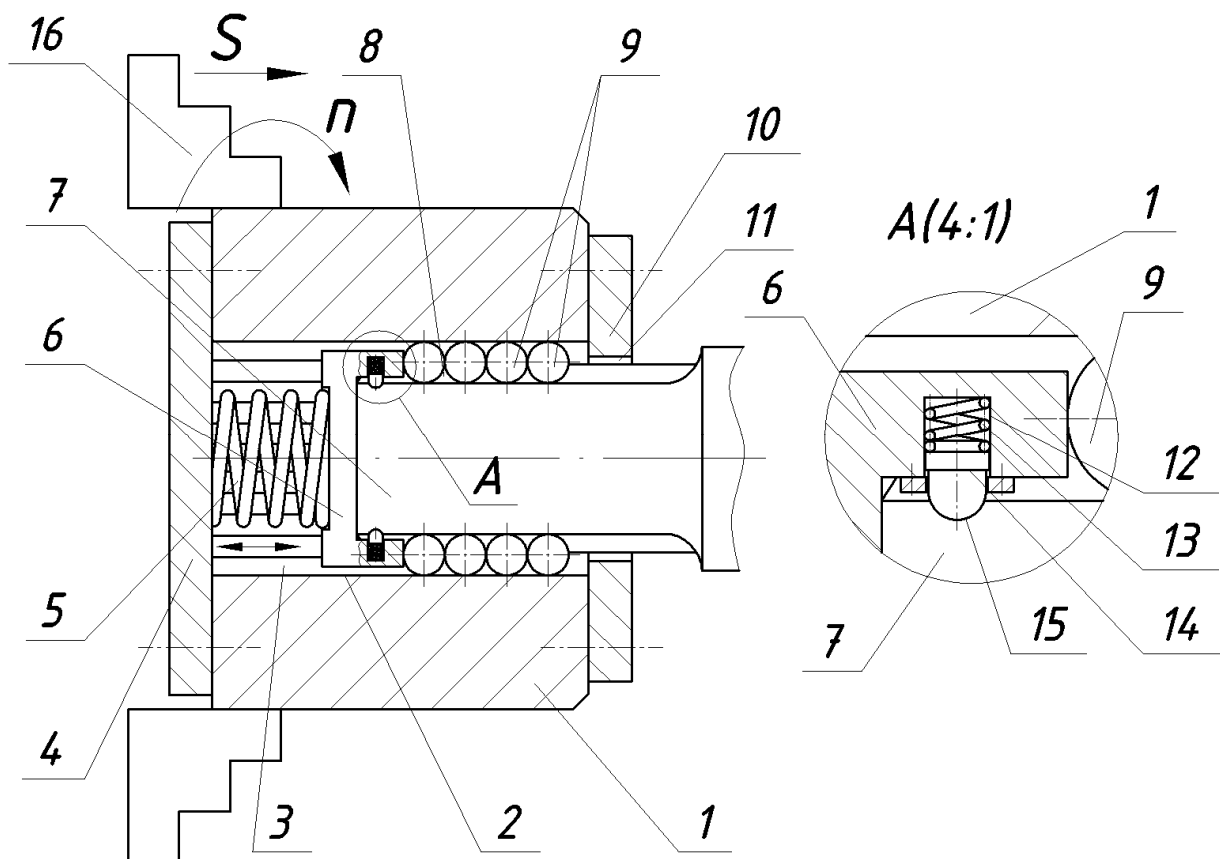


Рисунок 1 – Самовстановлювальний пристрій для дорнування внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок

Самовстановлювальний пристрій складається з обойми 1 з внутрішнім отвором 2, в якому нарізані напівкруглі шліцові канавки 3. З лівого боку



обойма закрита лівою глухою кришкою 4, до якої з внутрішньої сторони підєднана гвинтова пружина 5, яка іншим своїм кінцем через упор 6 у вигляді стакана з'єднана з хвостовиком 7 інструменту для оброблення внутрішніх гвинтових канавок. На хвостовику інструменту також нарізані внутрішні напівкруглі шліцові канавки 8 аналогічні канавкам 3 обойми 1. У простір між канавками 3 і 8 встановлені кульки 9, які забезпечують плавність осьових переміщень інструменту і підвищують чутливість пристрою для забезпечення осьових переміщень.

З правої сторони обойма закрита кришкою 10 з центральним отвором 11, яка також запобігає випаданню кульок 9 з простору між канавками 3 і 8, а також запобігає попаданню сторонніх та забруднюючих предметів в середину пристрою.

На внутрішніх стінках упора 6 виконано отвори 12, в які встановлені пружини стиснення 13, які в свою чергу пружно взаємодіють з замками 14, робоча частина яких виконана сферичної форми і є у взаємодії з відповідними лунками 15 хвостовика інструменту 7. Пристрій встановлюється в патрон 16 верстату.

Робота пристрою здійснюється наступним чином.

Після проведення підготовчих операцій інструмент встановлюють в пристрій до спрацювання замків 14, які забезпечують жорсткий зв'язок між упором і хвостовиком інструменту. Після цього пристрій встановлюють в патроні верстату, включають оберти шпинделя і подачу рівну кроку гвинтової лінії ВГНК після чого інструмент разом з пристроєм наближається до торця оброблюваної втулки. При контакті її з торцем втулки і неспівпаданні розташування кульок з утвореними канавками інструмент за рахунок пружного зв'язку з шпинделем не буде мати осьового переміщення, а лише обертання навколо власної осі до моменту попадання кульок в ВГНК.

Після входження інструменту у ВГНК відбувається процес дорнування. При неспівпаданні кроку оброблюваної ВГНК з величиною осьової подачі відбувається саморегулювання осьової подачі інструменту за рахунок пружного зв'язку.

Самовстановлення відбувається за рахунок пружини, жорсткість якої вибирається залежно від зусилля оброблення і умов роботи.

Розглянемо перший варіант (рис.2) виконання операції дорнування ВГНК з використанням самовстановлювального пристрою. В даному випадку інструмент встановлюється в пристрій, який забезпечує його самовстановлення під час виконання технологічної операції. При цьому заготовка встановлюється жорстко в опорний стакан, а інструмент володіє двома рухами: обертанням навколо власної осі і осьовим переміщенням з можливістю його саморегулювання.

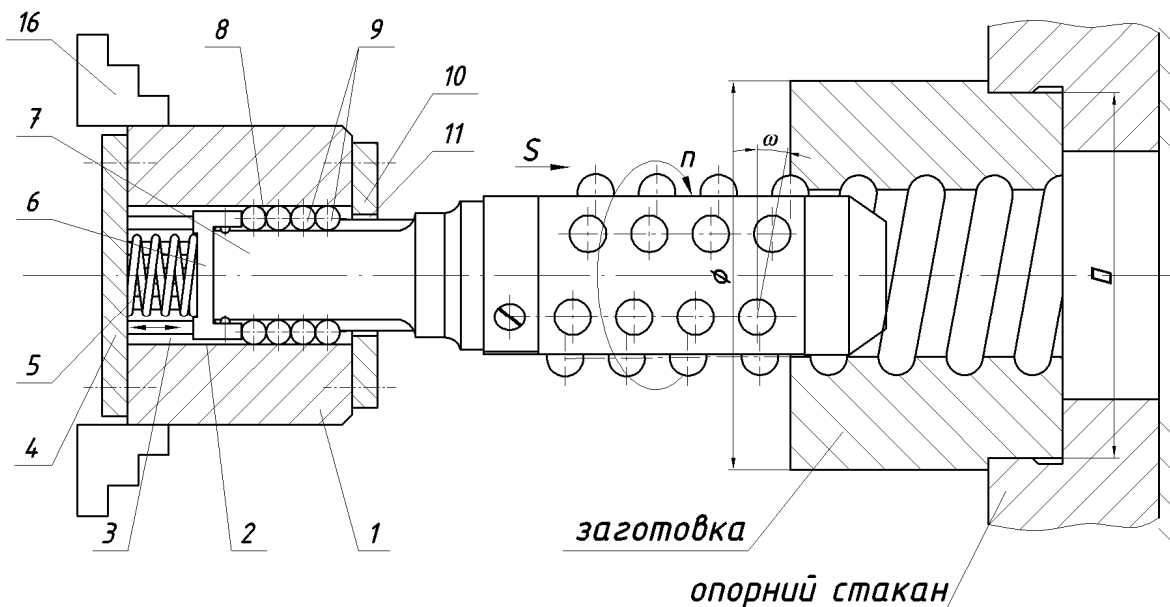


Рисунок 2 – Самовстановлювальний пристрій для дорнування внутрішніх гвинтових напівкруглих канавок з кріпленням інструменту в пристрої

Можливий варіант конструктивного виконання пристрою з кріпленням заготовки в самовстановлюваному пристрої, а інструменту в патроні (рис.3).

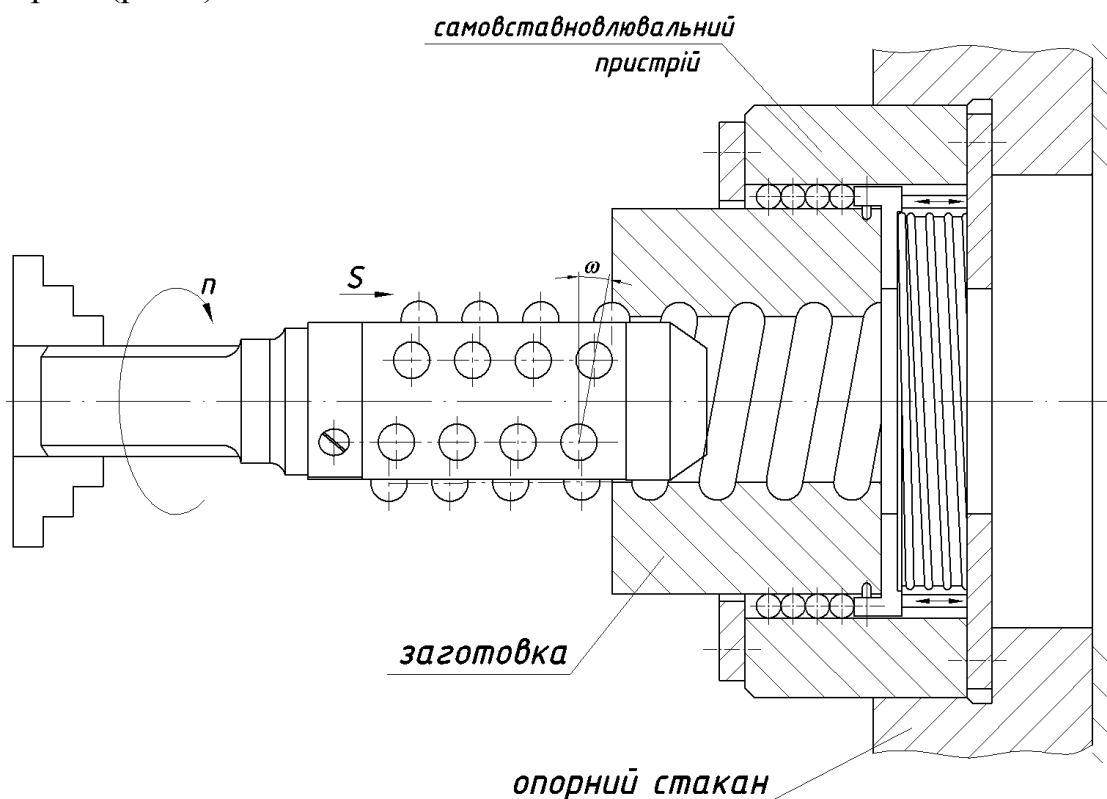


Рисунок 3 – Самовстановлювальний пристрій для дорнування внутрішніх гвинтових напівкруглих канавок з кріпленням заготовки в пристрої

В даному випадку саморегулювання здійснюється заготовкою, оскільки обертовий і осьовий рух інструменту визначається рухом шпинделя верстату, в якому він закріплений.

Очевидно, що надання властивостей само встановлення інструменту є набагато доцільнішим, оскільки:

- саме інструмент володіє всіма формувальними рухами,
- кріплення інструменту здійснюють тільки один раз, а заготовки – після кожної технологічної операції, що зменшує підготовчий час на операцію;
- необхідність передбачати заготовках технологічні отвори для забезпечення їх не повертання в пристрої.

### ***Висновки***

1 Наведено конструктивне виконання самовстановлювального пристрою для дорнування внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок, який забезпечує компенсацію неточності виготовлення кроку гвинтової лінії ВГНК, а також несинхронності осьового переміщення шпинделя з обертанням навколо власної осі.

2 Проведено обґрунтування конструкції самовстановлювального пристрою для дорнування внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок.

### **Література**

- 1 Патент №26884 Україна, МПК В21С37/06. Дорн для обробки напівкруглих шліцевих пазів / Гевко Р.Б., Дзюра В.О. -u200705890; Заявл. 29.05.2007, Опубл. 10.10.2007; Бюл. №7. –3с.
- 2 Гевко Б.М., Гевко І.Б., Радик Д.Л. Технологія сільськогосподарського машинобудування: Підручник. – Київ: Кондор, 2006. – 496с.
- 3 Якімов О.В., Марчук В.І., Лінчевський П.А., Якімов О.О., Ларшин В.П. Технологія машино- та приладобудування: Підручник. – Луцьк: Редакційно-видавничий відділ ЛДТУ, 2005. – 712с.
- 4 Карпусь В.Є. Технологічні основи машинобудування: Навч. посібник. – Х.: Акад. ВВ МВС України, 2007. – 294с.

УДК 004.02: 658.512.6

**Таран С.В.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ОПТИМИЗАЦИОННО-ИМИТАЦИОННЫЙ ПОДХОД ДЛЯ СОСТАВЛЕНИЯ ОПЕРАТИВНЫХ ПЛАНОВ В ЕДИНИЧНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ**

*The analysis of specific of scheduling works is executed for the workshop of single production. Complications of drafting of optimization model for the operative planning are selected. The necessity of the use of imitation design and possibility of synthesis of two models is shown by optimization-imitation approach.*

Совершенствование системы оперативного планирования на машиностроительных предприятиях предполагает разработку краткосрочных планов с учетом оптимизации расписания производственных работ согласно некоторым критериям. Так как в цехе единичного производства продукция изготавливается по индивидуальным заказам, которые не повторяются, то нет закрепления деталей по оборудованию и нет возможности использовать оперативные планы работ из предыдущих периодов. Это усложняет разработку производственных расписаний работ [1]. Для единичного производства можно выделить наиболее значимые критерии при оперативном планировании: достижение максимальной загрузки оборудования, сокращение времени пролеживания деталей, уменьшение переналадок оборудования, минимизация затрат времени [2]. Так же необходимо учитывать соблюдение директивных сроков выполнения заказов.

Цель работы – повышение эффективности составления оперативных планов в цехах единичного производства за счет использования оптимизационно-имитационного подхода.

При формировании календарного плана цеха необходимо решить следующие задачи:

- распределить детали по оборудованию согласно технологическим операциям;
- упорядочить работы на каждом станке с учетом приоритетов запуска или сгруппировать с учетом сокращения переналадок оборудования;
- выполнить согласование во времени выполнения сборочных узлов заказа так, чтобы не были нарушены директивные сроки изготовления, не было накладок в работе оборудования.

Решение каждой из этих задач можно выполнять поэтапно, т.е. результаты первой задачи использовать в качестве входных данных следующей задачи и т.д. В процессе планирования для каждого заказа определяется, какое оборудование будет занято его выполнением в

различные моменты времени. Для крупного производства с разветвленным технологическим процессом этот этап наиболее сложен. Нерациональное распределение ресурсов может привести к длинным очередям работ на отдельных участках, а в это время другое оборудование будет простаивать, что в конечном итоге исключает возможность выполнения в срок некоторых заказов. Это наиболее актуально при выпуске сложных изделий, состоящих из большого количества деталей (узлов), из-за чего невозможно точно спланировать во времени выпуск всех компонентов изделия и срок выполнения заказа. Поэтому для решения задачи получения оптимального плана была разработана многоцелевая модель с рядом ограничений для учета требований к системе управления работой цеха.

Критериями оптимизации выступают простои оборудования и время ожидания деталей в очереди. Целевая функция минимизации простоев оборудования и сокращения пролеживания деталей приведена ниже:

$$w_1 \sum_k \sum_i \sum_j (t_{ijk} + p_{ik}) + w_2 \sum_i \sum_j (m_{ij+1} - (m_{ij} + t_{ij})) \rightarrow \min,$$

где  $i, j, k$  – соответственно индексы для деталей, операций, станков;  
 $t_{ijk}$  – время выполнения  $j$ -той операций (длительность)  $i$ -той детали на  $k$ -ом станке;  $p_{ik}$  – простои  $k$ -го станка перед обработкой  $i$ -той детали;  
 $m_{ij}$  – момент начала выполнения  $j$ -ой операции  $i$ -той детали;  
 $w_1, w_2$  – весовые коэффициенты критериев.

Необходимо ввести следующие ограничения:

– станок в один момент времени занят обработкой только одной детали (начало обработки последующей детали начинается не раньше окончания выполнения предыдущей детали):

$$m_{i+1k} \geq m_{ik};$$

– в один момент времени деталь обрабатывается только на одном станке:

$$m_{i,j+1} \geq m_{ij};$$

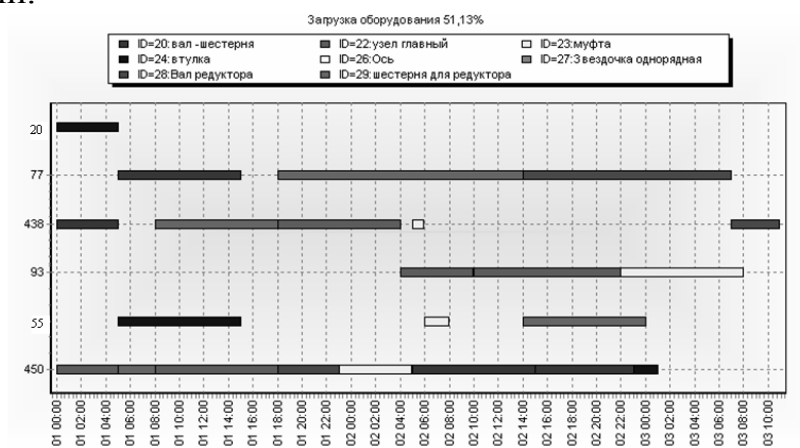
– операции детали должны выполняться строго в последовательности заданной технологическим маршрутом (момент начала выполнения последующей операции должен быть не раньше окончания предыдущей):

$$m_{ij+1} - (m_{ij} + t_{ij}) \geq 0.$$

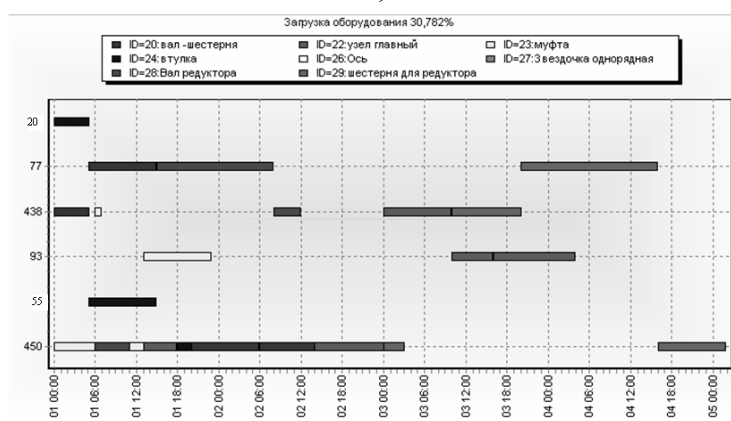
Использованием данной целевой функции позволяет выполнить упорядочение работ по оборудованию. В результате чего запуск деталей в производство согласно полученной последовательности положительно повлияет на получение минимального времени производственного цикла всего комплекта деталей.

Учет весовых коэффициентов в модели позволяет получать несколько вариантов оптимальных планов согласно требованиям

конечного пользователя. Варьируя значениями весов критериев можно выбрать наиболее приемлемое расписание работ для конкретной ситуации. Анализ результатов каждого такого расписания работ проводится на основе полученного коэффициента загрузки всех станков цеха (участка), длительности производственного цикла, времени нахождения в очереди по каждой детали.



a)



b)

Рисунок 1 – Варианты расписаний производственных работ

a)  $w_1 > w_2$ , б)  $w_2 > w_1$

На производстве зачастую возникают случайные факторы, такие как отказ станков, поломка инструмента, которые влияют на дальнейший ход производственного процесса и в итоге на возможность завершения заказов к плановому сроку. Учет таких факторов в модели позволяет наиболее полно описать закономерности изменения состояний технологической системы в цехе, расширить возможности исследования производственных процессов и в значительной степени способствует принятию правильных решений и сведению к минимуму ошибочных вариантов.

Для учета и изучения влияния случайных факторов, возникающих в цехе и влияющих на ход производства, целесообразным является использование имитационного моделирования [3]. Основным интерес

представляет имитационное моделирование движения материальных потоков внутри цеха в соответствии с технологическими маршрутами. На основе данных системы диспетчеризации производства о происходящих событиях и отклонениях от составленного оперативного плана можно смоделировать ситуацию, проиграть несколько вариантов ее развития и добиться, такого расписания работ, когда сбои в производственном процессе повлекут незначительные отклонения в плане.

Для единичного производства большую сложность представляет создание не только математической, но и имитационной модели. В отличие, например, от серийного или массового производства, детали, поступающие с систему, носят единичный характер, поэтому возникают следующие трудности с определением параметров имитационной модели:

- нет возможности точно указать интервал времени поступления всех деталей, так как для каждой единицы изделия требуется определять свое время прихода в очередь;

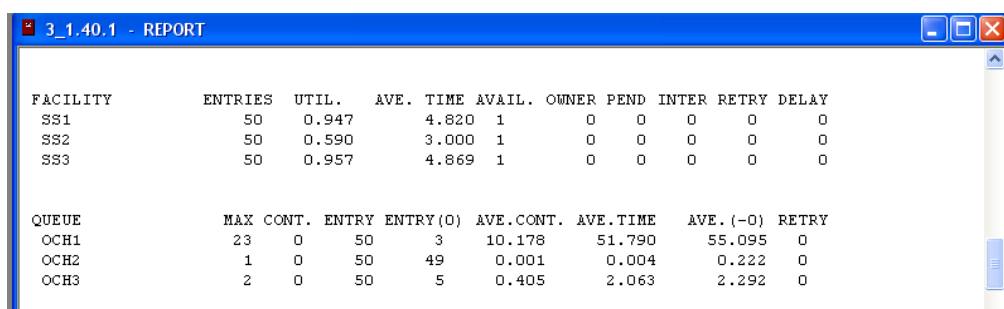
- процесс изготовления деталей включает перемещение по нескольким станкам и для каждой детали заданы различные операции с неодинаковым временем обработки (т.е. одна деталь может обрабатываться на трех станках, другая – например, на четырех), но определять в модели маршрут обработки каждой детали не целесообразно;

- при следовании деталей по станкам кроме операции обработки необходимо учитывать некоторые параметры детали, например, масса и габариты, от которых зависит сможет ли станок обработать конкретную деталь;

- с учетом отказов оборудования или для сокращения очередей на участке цеха всегда есть взаимозаменяемое или однотипное оборудование, т.е. при создании модели это нужно учитывать для каждого станка.

Однако, используя оптимизационно-имитационный подход мы можем избежать ряда сложностей создания имитационной модели. Из оптимизационной модели получаем информацию об оптимальной последовательности движения деталей, интервале времени поступления деталей на каждый станок. При составлении имитационной модели формируется функция запуска деталей в обработку с указанием времени начала обработки каждой детали по всем станкам. Также на основе статистической информации для каждой единицы оборудования задается функция отказов, и предусматриваемся в случае поломок перемещение деталей на однотипный станок.

В результате имитации имеется возможность оценить следующие параметры производственного процесса с учетом влияния случайных факторов: коэффициент загрузки всех видов оборудования; длину очереди перед каждым станком; перечень деталей, перемещаемых на другой станок в случае отказов; длительность производственного цикла; вероятность завершения всех работ в срок.



FACILITY	ENTRIES	UTIL.	AVE. TIME	AVAIL.	OWNER	PEND	INTER	RETRY	DELAY
SS1	50	0.947	4.820	1	0	0	0	0	0
SS2	50	0.590	3.000	1	0	0	0	0	0
SS3	50	0.957	4.869	1	0	0	0	0	0

QUEUE	MAX	CONT.	ENTRY	ENTRY (0)	AVE. CONT.	AVE. TIME	AVE. (-0)	RETRY
OCH1	23	0	50	3	10.178	51.790	55.095	0
OCH2	1	0	50	49	0.001	0.004	0.222	0
OCH3	2	0	50	5	0.405	2.063	2.292	0

Рисунок 2 – Результаты имитационной модели по обработки деталей на трех станках

Для примера были взяты 50 деталей с разным временем обработки на всех станках. На основе результатов имитации с помощью GRSS Word получена загрузка всех станков (Util), максимальная длина очереди перед каждым станком (Max), средняя длина очереди (Ave. count), среднее время (Ave. time). Для улучшения производственного процесса необходимо использование дополнительного оборудования, чтобы разгрузить работу первого станка. Полученные данные помогают пользователю анализировать результаты и принимать обоснованные решения для улучшения производственной ситуации с целью повышения эффективности работы участка и уменьшения потерь времени.

### **Выводы**

Использование только оптимизационной и имитационной модели не позволит решить задачу оперативного планирования работ в цехе с учетом всех производственных факторов. Поэтому следует использовать оптимизационно-имитационный подход, который позволяет выполнить поиск оптимальных вариантов расписаний работ для конкретной ситуации и исследовать динамических и стохастических аспекты системы с помощью имитационного моделирования. На основе данных имитации вносят корректировки в оптимизационные модель, задав приоритеты запуска деталей или добавив дополнительный станок. Применение данного подхода обеспечивает высокую надежность обработки информации и обоснованность выбора рациональных вариантов оперативных планов на многоэтапном периоде функционирования производственной системы.

### **Литература**

- 1 Горнев В.Ф., Емельянов В.В., Овсянников М.В. Оперативное управление в ГПС. М.: Машиностроение, 1990. – 256 с.
- 2 Павлов А.А., Гриша С.Н., Томашевский В.Н. Основы системного анализа и проектирования АСУ: Учеб. пособие/Под общ. ред. А.А. Павлова. – К.: Вища шк.,1991. – 367 с.
- 3 Кудрявцев Е.М. GPSS World. Основы имитационного моделирования различных систем. – М.: ДМК Пресс, 2004. – 320 с.



УДК 621.81.004

**Тулупов В.И.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ГЛУБИНЫ УПРОЧНЕНИЯ ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ ЧИСТОВОМ ТОЧЕНИИ**

*Problem of electromechanical clean to sharpen – small of strengthened for work of layer. Decision of her possibly, replacing the input of impulsive electric current through the back surface of tool, applying sharp plates with the coverage  $Al_2O_3$ .*

### ***Введение***

Одной из актуальных задач современного машиностроения является повышение работоспособности и долговечности деталей машин. Это приводит к необходимости повышения эффективности и качества процессов механической обработки, требует создания новых и совершенствования существующих технологических методов.

Перспективными являются методы, оказывающие влияние на изменение в структуре, напряженно-деформированном состоянии, фазовом и химическом составе поверхностного слоя металла, а также обеспечивающие оптимальное распределение физико-механических свойств на упрочненной поверхности в зависимости от конкретных условий эксплуатации деталей.

К таким методам относят электромеханическую обработку (ЭМО). Разновидностью ЭМО являются импульсные методы электромеханического упрочнения, направленные на формирование в поверхностном слое обработанной детали упрочненных регулярных дискретных структур [1]. К наиболее производительным из них относится электромеханическое чистовое точение (ЭМЧТ). Сущность этого метода заключается в том, что одновременно с формообразованием производится упрочнение поверхностного слоя детали. Уникальной особенностью скоростной электротермической обработки стали является формирование структур в полном соответствии с физико-химической природой фазовых превращений. Этот метод дает возможность получать особо дисперсные структуры закаленной и отпущенной стали, которые придают ей высокую прочность и пластичность.

Несмотря на значительные преимущества электромеханического резания, его существенным недостатком является ограниченная возможность ввода электрического тока через острое лезвие инструмента. При этом большая часть подводимой мощности уходит на нагрев сходящей стружки, что в значительной мере ограничивает упрочняющий эффект [2].

Цель работы заключается в разработке способа позволяющего увеличить глубину упрочняемого слоя обрабатываемой детали и повысить

эффективность использования электрической энергии в ЭМЧТ.

Площадка контакта на передней поверхности инструмента нагревается сильнее, чем площадка контакта между по задней поверхности резца. Следовательно, основной эффект от введения тока в зону резания состоит в изменении температуры передней поверхности инструмента. Теплота, образуемая электрическим током, влияет главным образом на температуру прирезцовых слоев стружки и заготовки, не оказывая воздействия на область, в которой происходит основное деформирование материала заготовки. Этим объясняется тот факт, что при обработке с электроконтактным нагревом силы резания мало отличаются от сил, возникающих при резании без нагрева, хотя температуры на контактных поверхностях инструмента меняются довольно существенно [3].

### Основная часть

Для увеличения глубину упрочнения обрабатываемых при ЭМЧТ поверхностей деталей необходимо соответственно увеличить и мощность вводимой электрической энергии. Но вводить ее нужно таким образом, чтобы она была максимально сконцентрирована в месте необходимого термического воздействия.

В работе А.Н. Резникова [3], приводится график распределения температуры  $\Theta$  по передней поверхности резца в зависимости от эффективной мощности нагрева  $W$ , при пропускании электрического тока через зону резания (рис. 1).

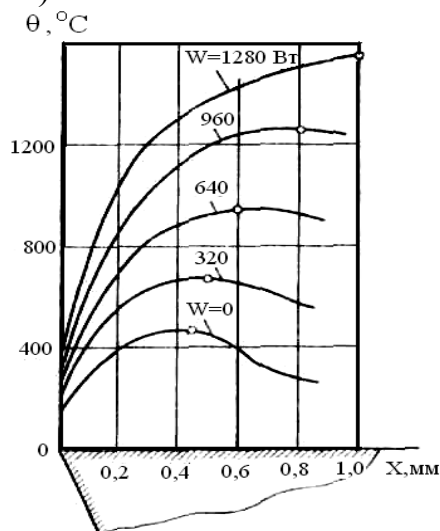


Рисунок 1 – Распределение температуры на площадке контакта стружки с резцом в зависимости от эффективной мощности нагрева

Анализируя его, приходим к выводу, что для снижения потерь расходуемой энергии в процессе ЭМЧТ можно получить в том случае если передняя поверхность резца будет изолирована для прохождения тока через нее (рис. 2). При этом изолирующий слой, нанесенный на твердосплавную пластину, должен быть износостойким.

В таких экстремальных условиях (высокие температурные и силовые

нагрузки, износ), в качестве изолирующего слоя может служить покрытие оксидом алюминия  $Al_2O_3$ . Кроме его свойства – хорошего диэлектрика, оно имеет высокую износостойкость и малый коэффициент трения, а значит температура передней поверхности резца в процессе обработки будет снижаться, что тоже немаловажно, потому как инструмент работает и без того в тяжелых условиях.

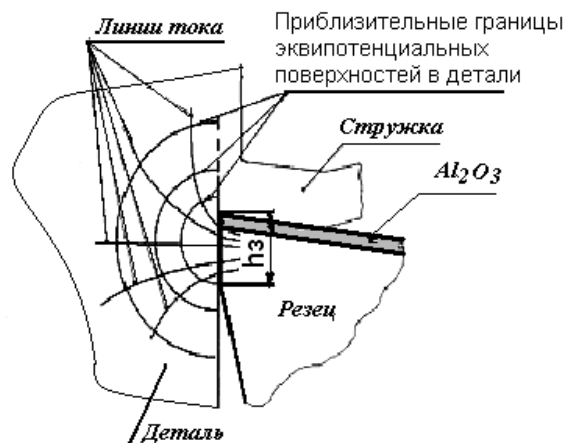


Рисунок 2 – Схемы пропускания тока при электромеханическом чистовом точении только через заднюю поверхность, изолировав переднюю поверхность покрытием оксида алюминия

На данный момент многие фирмы производители твердосплавных пластин для режущего инструмента, применяют покрытие из  $Al_2O_3$  например, пластины фирмы «Sandvik Coromant» GC4225, GC4235 и т.д. (рис. 3).

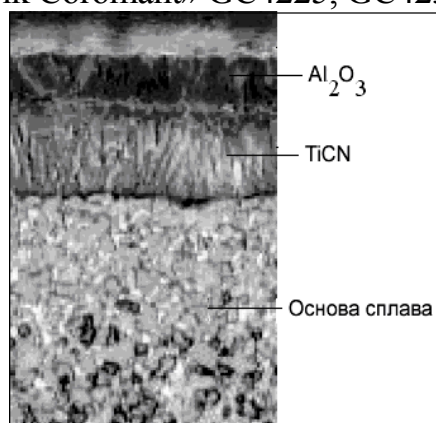


Рисунок 3 – СМС с покрытием TiCN и  $Al_2O_3$

Для практического использования в ЭМЧТ, могут быть использованы эти пластины после дополнительной обработки. Для обеспечения электрического контакта инструмента с деталью необходимо снять покрытие по задней поверхности пластины, толщина слоя которого составляет порядка 10 мкм.

Проведя анализ недостатков ЭМЧТ, описанных в работах Б.М. Аскинази [2] предлагается заменить переменный синусоидальный ток (с частотой промышленной сети 50 Гц), пропускаемый через зону резания,

на импульсный, униполярный прямоугольной формы регулируемый по амплитуде, частоте и скважности ток.

Сравнив энергию импульса при одних и тех же значениях частоты, напряжения и силы тока, а также сопротивления контакта «инструмент-деталь» для переменного синусоидального  $A_{п}$  (1) и импульсного прямоугольной формы тока  $A_{и}$  (2), легко убедится в преимуществе импульсного тока (рис.4).

$$A_{п}(t) := \int_0^t I^2 \cdot R \cdot (\sin(\phi(t)))^2 dt \quad (1)$$

$$A_{и}(\tau) := \int_0^{\tau} I^2 \cdot R d\tau \quad (2)$$

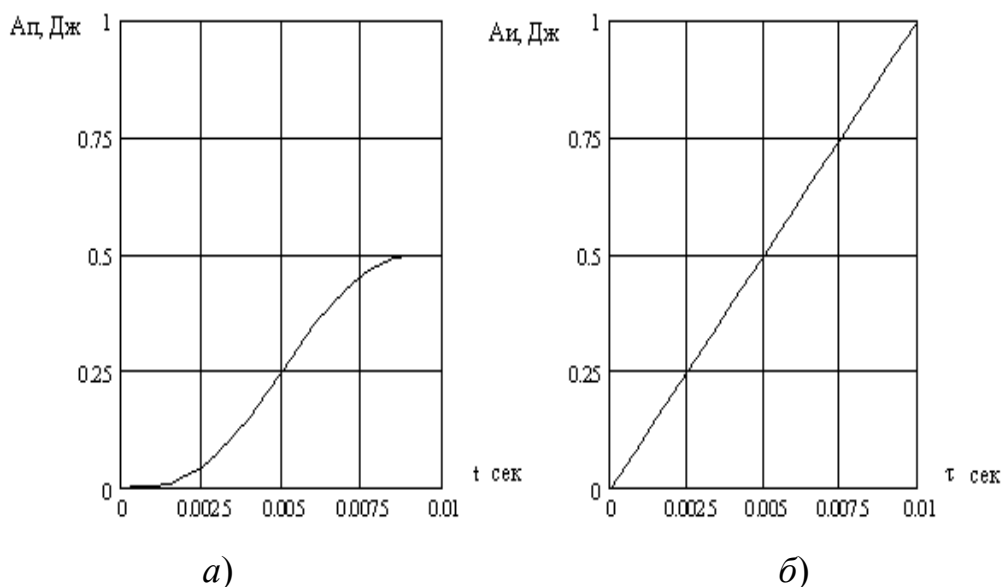


Рисунок 4 – Графики зависимости величины энергии импульса от его формы: а) переменный синусоидальный ток; б) импульсный ток прямоугольной формы

Ток прямоугольной формы позволяет произвести форсированный нагрев фрагмента поверхности детали с высокой скоростью до температур превосходящих значения  $A_{с3}$ . В момент паузы между импульсами, происходит высокоскоростное охлаждение за счет отвода тепла вглубь детали и конвекции. При этом термический цикл (нагрев, выдержка и охлаждение) весьма кратковременный и измеряется долями секунды. Таким образом, выполняются условия термического воздействия, которое обеспечивает фазово-структурные преобразования в поверхностном слое обрабатываемой детали.

Для реализации данного способа спроектирован, изготовлен и протестирован генератор импульсного тока прямоугольной формы, который удовлетворяет предъявляемым к нему требованиям. Он состоит из управляемого выпрямителя – УВ, система управления широтно-

импульсным преобразователем – СУ ШИП и непосредственно самого широтно-импульсного преобразователя – ШИП (рис. 5).

Система управления генератором импульсного тока оснащена жидкокристаллическим индикатором, что позволяет визуально контролировать задаваемые электрические режимы обработки при ЭМЧТ. Генератор имеет диапазон частот 20...8000 Гц, максимальная амплитуда импульса 10 В, максимальное значение импульса тока 100 А, регулирование скважности 20...80 %. Оценка качества временных и частотных характеристик управляющих сигналов показала низкий уровень погрешности формирования импульсов по частоте и скважности, составляя максимум 2% для скважности и 2% для задания частоты.

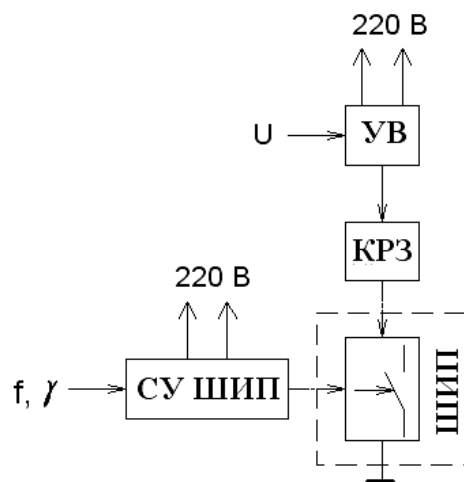


Рисунок 5 – Структурная схема генератора импульсного тока

УВ – управляемый выпрямитель, СУ ШИП – система управления широтно-импульсным преобразователем, КРЗ – контакт «режущий инструмент - заготовка»

### **Выводы**

Применение в ЭМЧТ нового способа введения импульсного тока прямоугольной формы с помощью пластин покрытых оксидом алюминия позволит эффективно использовать дополнительную электрическую энергию, сконцентрировать ее, и при этом увеличить глубину термического воздействия и значит глубину упрочненного слоя обрабатываемой детали. По предварительным аналитическим расчетам глубина упрочнения при реализации данного способа увеличится в 3 – 4 раза по сравнению с ранее предлагаемым способом.

### **Литература**

- 1 Багмутов В.П., Паршев С.Н., Дудкина Н.Г., Захаров И.Н. Электромеханическая обработка: технические и физические основы, свойства, реализация. – Новосибирск: Наука, 2003. – 318 с.
- 2 Аскинази Б.М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой. – М.: Машиностроение, 1968. – 164 с.
- 3 Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. – 288с.

УДК 378.1

**Бабенко Д.В., Іванов Г.О., Думенко К.М.**

МДАУ, м. Миколаїв, Україна

## **СУЧАСНІ ТЕХНОЛОГІЇ В ОСВІТІ**

*The modern processes of integration of higher school basic spheres, relating to included of Ukraine in the Europe educational space at the terms of the Bologna declaration are considered.*

Уже більше дев'яти років європейське освітнє співтовариство живе під знаком так званого Болонського процесу. Його суть полягає у формуванні на перспективу загальноєвропейської системи вищої освіти, названої Зоною європейської вищої освіти, яка ґрунтується на спільності фундаментальних принципів функціонування. Із 1998 по 2008 рік у рамках Болонського процесу відбулося багато різнорівневих зустрічей, робочих нарад, конференцій тощо.

Пропозиції, які розглянуто і які виконуються в рамках Болонського процесу, зводяться, в основному до шести таких ключових позицій:

### **1 Уведення двоциклового навчання.**

Фактично пропонується ввести два цикли навчання: 1-й - до одержання першого академічного ступеня і 2-й - після його одержання. При цьому тривалість навчання на 1-му циклі має бути не менше 3-х і не більше 4-х років. Навчання впродовж другого циклу може передбачати отримання ступеня магістра (через 1-2 роки навчання після одержання 1-го ступеня) і (або) докторського ступеня (за умови загальної тривалості навчання 7-8 років).

### **2 Запровадження кредитної системи.**

Пропонується запровадити у всіх національних системах освіти систему обліку трудомісткості навчальної роботи в кредитах. За основу пропонується прийняти ECTS, зробивши її накопичувальною системою, здатною працювати в рамках концепції «навчання впродовж усього життя».

### **3 Контроль якості освіти.**

Передбачається організація акредитаційних агентств, незалежних від національних урядів і міжнародних організацій. Оцінка буде ґрунтуватися не на тривалості або змісті навчання, а на тих знаннях, уміннях і навичках, що отримали випускники. Одночасно будуть встановлені стандарти транснаціональної освіти.

### **4 Розширення мобільності.**

На основі виконання попередніх пунктів передбачається істотний розвиток мобільності студентів. Окрім того, ставиться питання про розширення мобільності викладацького й іншого персоналу для взаємного

збагачення європейським. Передбачається зміна національних законодавчих актів у сфері працевлаштування іноземців.

#### **5 Забезпечення працевлаштування випускників.**

Одним із важливих положень Болонського процесу є орієнтація вищих навчальних закладів на кінцевий результат: знання й уміння випускників повинні бути застосовані і практично використані на користь усієї Європи. Усі академічні ступені й інші кваліфікації мають бути затребувані європейським ринком праці, а професійне визнання кваліфікацій має бути спрощене. Для забезпечення визнання кваліфікацій планується повсюдне використання Додатка до диплома, який рекомендований ЮНЕСКО.

#### **6 Забезпечення привабливості європейської системи освіти.**

Одним із головних завдань, що має бути вирішене в рамках Болонського процесу, є залучення в Європу більшої кількості студентів з інших регіонів світу. Вважається, що введення загальноєвропейської системи гарантії якості освіти, кредитної нагромаджувальної системи, легко доступних кваліфікацій тощо, сприятиме підвищенню інтересу європейських та інших громадян до вищої освіти.

Процеси європейської інтеграції охоплюють дедалі більше сфер життєдіяльності. Не стала винятком і освіта, особливо вища школа. Україна чітко визначила орієнтир на входження в освітній простір Європи, здійснює модернізацію освітньої діяльності у контексті європейських вимог, дедалі наполегливіше працює над практичним приєднанням до Болонського процесу.

Зазначимо, що з питання приєднання до Болонської декларації Міністерство освіти і науки України звернулося до Міністрів освіти країн Європи. Від більшості з них отримано запевнення в підтримці, проведено переговори з чільними представниками Європейського союзу, Ради Європи, де наші прагнення також знайшли повну підтримку. Хоча, безумовно, вирішальну роль відіграватиме наша власна робота щодо модернізації вищої освіти як у загальнонаціональному масштабі, так і в кожному університеті й інституті [ 4 ].

Варто зауважити, що спроби надати загальноєвропейського характеру вищій школі фактично розпочалися в 1957 р. з підписання Римської угоди. Згодом ці ідеї розвинулися в рішеннях конференцій міністрів освіти 1971-го та 1976 р., у Маастрихтському договорі 1992 р. Наступні роки характеризувалися запровадженням різноманітних програм під егідою ЄС, Ради Європи, що сприяли напрацюванню спільних підходів до вирішення транснаціональних проблем вищої освіти. Це насамперед програми приведення національного законодавства у сфері освіти до норм, напрацьованих країнами Європи, розширення доступу до вищої освіти і підвищення академічної мобільності студентів та їхньої мобільності на ринку праці, створення системи навчання впродовж усього життя та

багатовимірні завдання зі зближення освітніх програм і систем, які вирішувались у рамках численних програм TEMPUS/TACIS.

Нарешті, 1997 р. під егідою Ради Європи та ЮНЕСКО було розроблено і прийнято Лісабонську конвенцію про визнання кваліфікацій, що належать до вищої освіти Європи. Цю конвенцію підписали 43 країни (Україна в тому числі), більшість з яких і сформулювали згодом принципи Болонської декларації.

Уже через рік чотири країни – Франція, Італія, Великобританія та Німеччина – підписали так звану Сорбонську декларацію. Цей документ був спрямований на створення відкритого європейського простору вищої освіти, який, на думку авторів, має стати конкурентоспроможнішим на світовому ринку освітніх послуг. Не аналізуючи деяких відмінностей Сорбонської декларації від тез Болонської, можна стверджувати: в основних своїх ідеях обидва документи схожі. Це – двоступенева структура вищої освіти, використання системи кредитів (ECTS) та ін. Проте особливо слід виділити дві тези Сорбонської декларації: міжнародне визнання бакалавра як рівня вищої освіти та надання йому права продовжувати навчання за програмами магістра і дотримання положень Лісабонської угоди. Перше було досить революційним для більшості країн Старого Світу (зауважу, Україна зробила крок у цьому напрямі ще 1993 р.). А важливість другої тези для нашої держави в тому, що всі підписанти потенційно стають і учасниками Болонського процесу, започаткованого 29 країнами Європи у 1999 р.

Саме таким чином поступово реалізовувались інтеграційні процеси у сфері вищої освіти європейських країн.

Україна була і є активним учасником названих процесів; свідченням цього є те, що закони України "Про освіту" та "Про вищу освіту". Національна доктрина розвитку освіти, підписана Президентом України, пройшли експертизу Ради Європи. До України приїздили спеціальні комісії експертів, які безпосередньо в наших університетах і коледжах ознайомились із практикою впровадження задекларованих законодавством норм. Відрадно, що їхній висновок був позитивний.

Якщо подивитись на новації цих законів, то основними з них є двоступеневість освітніх циклів, введення системи контролю якості через ліцензування й акредитацію, виборність ректорів, демократизація через розширення прав органів самоврядування, у тому числі студентського.

Варто зазначити, що проголошення країнами-підписантами принципів побудови спільного європейського освітнього простору не означає, що в цих країнах вони вже реалізовані. Якщо бути точним, то перший етап вони планували завершити до 2005 р.

Проектування освітніх структур і впровадження нових моделей та програм підготовки, як свідчить досвід усіх країн, у тому числі й України, – процес надзвичайно складний. Новації мають сприйматися не



тільки освітянською громадськістю. Головне – щоб їх розуміли і сприймали ті, хто вчиться, й ті, хто надає роботу. Саме тому принципи Болонської декларації повною мірою вирішено запровадити у 2010 р., а 2005-й визначено як проміжний етап моніторингу зробленого.

Навряд чи хтось сьогодні зможе спрогнозувати всі кінцеві результати реалізації ідей Болонської декларації для європейської освіти. Але зрозуміло одне: зволікати, вичікувати і таким чином віддалятися від Європи неприпустимо. Позаяк більшість здобутків і традицій в освіті кожної країни має бути збережено.

Попри все, Лісабонська угода декларує наявність і цінність різноманітних освітніх систем і ставить за мету створення умов, за яких більша кількість людей, скориставшись усіма цінностями і здобутками національних систем освіти і науки, зможе бути мобільною на європейському ринку праці. Громадянам нової Європи мають бути доступні спільні цінності освіти, науки і культури всіх її країн. Думка експертів, які оцінюють Болонський процес як такий, що скерований на зближення, а не на уніфікацію вищої освіти в Європі.

Слід відмітити, що і більшість представників країн Європи поділяють таку думку. Адже в тексті Болонської декларації, після формулювання принципів та завдань щодо досягнення більшої сумісності та порівняльності систем освіти, сказано: "Таким чином, ми беремо на себе зобов'язання досягти окреслених вище цілей – в межах своєї компетенції та поважаючи відмінності в культурі, мові, національних системах, а також автономію університетів – з метою зміцнення європейської сфери вищої освіти".

Про це сказано також і в Комюніке конференції міністрів освіти з питань розвитку Болонського процесу, яка відбулася в Берліні у вересні 2004 р. і в якій брав участь і міністр освіти України. Ідея спільного розвитку науки та вищої освіти, органічного використання науки як бази забезпечення високої якості вищої освіти присутня на всіх напрямках діяльності, що оголошені у Болонській декларації. Метою такої взаємодії є збереження культурного та лінгвістичного багатства Європи, яке базується на успадкованій різноманітності традицій, та сприяння потенціалу інновацій, соціальному й економічному розвитку через зміцнення співробітництва між європейськими вищими навчальними закладами.

На якій же основі та за рахунок чого пропонується розширити це співробітництво?

Насамперед ідеться про використання прозорих схем та етапів підготовки, які будуть порівняльними для різних країн. Як модель пропонується двоступенева система освітньо-кваліфікаційних рівнів за схемою "бакалавр (не менше 3-х років) — магістр (2 роки навчання)". Перший етап в академічному плані повинен повністю забезпечити доступ до другого етапу – підготовки магістра. У свою чергу, освіта на

магістерському рівні дає право продовжити післядипломну освіту і здобувати ступінь доктора наук (доктора філософії), еквівалентом якого у нас є кандидат наук.

Важлива, але складна з погляду практичної реалізації вимога визнання кваліфікації бакалавра на ринку праці. Ця проблема раніше обговорювалась в Україні. Визнавалося, що навіть за умови чотирирічного терміну навчання бакалавра, що дає більші можливості для його профільної та практичної підготовки, це зробити нелегко. При трирічній навчальній програмі одночасно забезпечити високий рівень загальноосвітньої, фундаментальної та профільної освіти і достатньої для присвоєння кваліфікації компетентності ще складніше. Тому слід очікувати, що більшість країн обиратимуть чотирирічну програму навчання бакалавра. Такі програми впроваджені у Великобританії, Росії та Україні. Однак не виключено, що для певних спеціальностей буде доцільніше використовувати схему "3 роки бакалаврату плюс 2 роки магістратури". При цьому слід підкреслити: запроваджена у нас схема має різні варіації щодо профільної підготовки бакалавра—з введенням на молодших курсах спеціалізації бакалавра відповідно до спеціальності, яку він опануватиме на рівні магістра, і без ранньої спеціалізації. В останньому варіанті всі бакалаври готуються практично за однаковими програмами, відповідно до стандарту, але мають можливість обирати різні профільні дисципліни в межах 30 % годин навчального плану. Слід зауважити: деякі країни зіткнулися з труднощами щодо запровадження програм бакалавра в певних предметних галузях, наприклад, в інженерних науках. Проте не можна допустити, щоб програми бакалавра ставали суто професійними, без елементів наукової підготовки, або були просто редукованими програмами підготовки спеціаліста, які використовувались у нас десь до 1995 р.

Тут ми, безперечно, повинні уважно вивчати дії країн-учасників Болонського процесу щодо визначення програм підготовки і відповідно діяти в Україні, де вже також напрацьовано досвід такої підготовки, адаптуючи його до норм, які будуть стверджуватися в Європі.

На вересневій (2004) конференції міністрів освіти і науки в Берліні її учасники також висловилися за необхідність продумати систему сумісних та легко порівнюваних кваліфікацій для своїх систем вищої освіти. При цьому кваліфікації мають описуватися з погляду обсягів роботи, рівня навчального результату, компетентності та профілю. На часі—вироблення загальної системи кваліфікацій для простору європейської вищої освіти.

Сьогодні в Україні на законодавчому рівні вже затверджено систему стандартів з кожного освітньо-кваліфікаційного рівня та профілю підготовки. Стандарти, розроблені в нас уже для 80 % напрямів підготовки, містять усі вимоги до компетентності та кваліфікаційну характеристику і системи діагностики якості знань. МОН України

розробило форму додатка до диплома європейського зразка, його планувалося видавати за бажанням студента. Оскільки в рамках Болонського процесу прийнято рішення видавати такий додаток безкоштовно всім студентам, які закінчать університет після 2005 р., в Україні тепер доведеться приймати відповідну постанову уряду, щоб вирішити фінансові питання. Розвиваючи Болонський процес, пропонується, крім національного диплома, видавати також міжнародний диплом єдиного для Європи зразка, який повинен визнаватися роботодавцями на європейському ринку праці. Останнє питання непросте, але воно вже стало предметом обговорення між університетами та роботодавцями.

На думку представників багатьох університетів України, досить масштабним буде передбачене Болонською декларацією завдання запровадити систему академічних кредитів, аналогічну ECTS (Європейській кредитно-трансферній системі). Саме її розглядають як засіб підвищення мобільності студентів щодо переходу з однієї навчальної програми на іншу, включно з програмами післядипломної освіти. ECTS стане багатоцільовим інструментом визнання й мобільності, засобом реформування навчальних програм, а також засобом передачі кредитів вищим навчальним закладам інших країн. Цьому не заважає на явність у цих країнах власних або вузівських кредитних систем. Важливим моментом запровадження акумулюючої кредитної системи є можливість враховувати всі досягнення студента, а не тільки навчальне навантаження, наприклад, участь у наукових дослідженнях, конференціях, предметних олімпіадах тощо.

Таким чином, спектр завдань, що стоять перед вищою школою України, досить широкий і стосується багатьох аспектів діяльності, передбачених Програмою дій уряду, Національною доктриною розвитку освіти. Проте головний акцент має бути зроблено на мобілізацію зусиль університетів, викладачів, студентів щодо входження України до Болонського процесу.

З цією метою у МОН України затверджено спеціальні заходи, які передбачають проведення серії конференцій, семінарів, робочих нарад, завершення розробки і впровадження нормативних документів, що визначають шляхи модернізації системи вищої освіти в контексті Булонського процесу, поліпшення інформування громадськості, розвиток міжнародного співробітництва і презентації освіти України на міжнародній арені.

Виходячи із основних положень педагогічної науки, застосування нових технологій в організації навчального процесу, а такими є кредитно-модульна система навчання та рейтинговий контроль успішності студентів, доцільно у тому випадку, якщо: розширюється об'єм знань; досягається більш глибоке розуміння визначеної суми знань, вміння їх

логічно пов'язати для вирішення конкретних задач; можливо дослідити динаміку знань з дисципліни; досягається чітке визначення того, що в конкретній дисципліні є найбільш суттєвим, що найбільш важким і таким чином корегується її вивчення; є необхідність більш об'єктивної оцінки знань студентів; нова система дозволяє викладачу більш швидко та об'єктивно оцінювати рівень знань та умінь студентів, що дає можливість вивільнити деякий час для підвищення своєї кваліфікації.

Таким чином, виходячи із цих умов, в університеті рішенням вченої ради від 1 лютого 2000 року була запроваджена на всіх курсах структурно-модульна система навчання та рейтингова оцінка знань. Цьому передувала достатньо велика організаційна та методична робота всіх структурних підрозділів університету. Так це питання неодноразово розглядалось на засіданнях вченої ради університету і на методичній раді.

Тому є необхідність проаналізувати зроблене, виявити недоліки та проблеми, які при цьому мали місце, а головне – намітити та реалізувати задачі на подальшу роботу.

По-перше, це організаційне і методичне забезпечення впровадження нових технологій навчання. Рішенням вченої ради університету затверджено «Положення про структурно-модульну систему навчального процесу та рейтингову оцінку знань студентів» [ 5, 6 ], що є відповідним документом при розробці нормативної навчально-методичної документації з кожної дисципліни. Результати екзаменаційних сесій за період опрацювання структурно-модульної системи та рейтингової оцінки знань показали його відповідність основним вимогам. Але після першої ж екзаменаційної сесії з'явилися зауваження та пропозиції. Це, насамперед, те, що отримання студентом 41 бала по дисципліні, яка виноситься на іспит та "трійки" -10 балів на іспиті, не давало можливості позитивно оцінити студента. Тому була скорегована таблиця 4 в диференціації балів в залежності від оцінки успішності на іспиті; "3" – 20-29 балів; "4" – 30-35 балів; "5" – 36-40 балів.

Важливим фактором, який забезпечив ритмічну і плідну роботу студента впродовж семестру, а не на його прикінці, є система заохочувальних балів та так званих "штрафних" (мінусових) балів для порушників навчальної дисципліни. Були замінені журнали викладачів старого зразку на нові, в яких враховані всі побажання викладачів, щодо структурно-модульної системи навчання та рейтингової оцінки знань студента.

Для вивчення основних положень та впровадження нових технологій навчання на всіх кафедрах факультетів були організовані методичні семінари, складені плани роботи таких семінарів.

Значна робота проведена кафедрами по методичному забезпеченню нових технологій навчання. Так за календарні 2000-2003 роки видано методичних вказівок по структурно-модульній системі навчання та

рейтинговій оцінці знань студентів: економічний факультет - 212; факультет механізації сільського господарства - 161; зооінженерний факультет - 105; агрономічний факультет - 107.

Форми і методи організації структурно-модульної системи навчання та рейтингового контролю успішності повинні бути прозорими, і насамперед для студентів, мається на увазі наочність, це – оформлення стендів, планшетів та інше. Важлива роль в ефективному впровадженні структурно-модульної системи навчання належить інформаційному забезпеченню.

Приєднання України до Болонського процесу зобов'язує її координувати свої дії в його рамках, виконувати умови зазначені в деклараціях саммітів міністрів освіти у Болоні, Празі, Берліні та Бергені, що спрямовані на інтеграцію української вищої освіти в європейську та світові освітні системи. Разом з тим необхідно зберегти досягнення вітчизняної вищої школи.

Аналіз стану вищої освіти в Україні проведений Міністерством освіти і науки України показав, що нинішня система має певні недоліки, серед яких:

- відсутня системна робота студентів протягом навчального семестру;
- низький рівень активності студентів і відсутність елементів змагальності;
- можливість необ'єктивного оцінювання знань студентів;
- значні затрати бюджетного часу на проведення екзаменаційної сесії.

Одним з основних засобів дії для подолання недоліків існуючої системи підготовки фахівців та інтеграції її до світового освітнього простору є запропонована МОН України кредитно-модульної система організації навчального процесу (КМСОНП), яка повинна вирішити наступні завдання:

- раціональний поділ навчальної дисципліни на модулі і перевірка якості засвоєного теоретичного і практичного матеріалу кожного модуля;
- використання більш широкої шкали для оцінювання знань і стимулювання студентів;
- вирішальний вплив оцінювання якості навчання протягом семестру на підсумкову оцінку з навчальної дисципліни;
- стимулювання систематичної роботи студентів протягом семестру і підвищення якості їх знань;
- підвищення об'єктивності оцінювання знань студентів;
- запровадження здорової конкуренції в навчанні;
- виявлення та розвиток творчих здібностей студентів.

Цю систему впроваджено у Миколаївському державному аграрному університеті в 2004 році. Протягом останніх років відбувається процес її вдосконалення та поглиблення.

Враховуючи завдання, які повинні вирішувати КМСОНП, викладачами кафедри вищої та прикладної математики розроблено та апробовано інформаційний пакет навчально-методичних матеріалів по вивченню дисципліни „Вища математика” для студентів економічного факультету МДАУ.

Викладачі кафедри загальнотехнічних дисциплін розробили та апробували ці документи по вивченню дисциплін: „Нарисна геометрія”, „Механіка матеріалів і конструкцій”, „Взаємозамінність, стандартизація та технічні виміри” для студентів факультету механізації сільського господарства спеціальностей: «Механізація сільського господарства», «Професійне навчання» і «Енергетика сільськогосподарського виробництва».

## Література

- 1 Болонський процес у фактах і документах (Сорбонна-Болонья-Саламанта-Берлін)/Упорядники: Степко М.Ф., Болюбаш Я.Я., Шинкарчук В.Д., Грубінко В.В., Бабин І.І. – Тернопіль: Вид-во "Економічна думка" ТАНГ. 2003 р. – 60 с.
- 2 Вища освіта і наука України. Інформаційно-аналітичні матеріали до засідання підсумкової колегії Міністерства освіти і науки України. Підвищення ефективності вищої освіти і науки як дієвого чинника суспільного розвитку та інтеграції в європейське співтовариство. 27 лютого 2004 року м. Одеса. К.: 2004. – 64 с.: іл.
- 3 Основні засади розвитку вищої освіти в контексті Болонського процесу (документи і матеріали 2003-2004 рр.) /За редакцією В.Г. Кременя . Авторський колектив: М.Ф. Степко, Я.Я. Болюбаш, В.Д. Шинкарчук, В.В. Грубінко, І.І. Бабин – Тернопіль: Вид-во ТДПУ імені В. Гнатюка, 2004 р. – 147 с.
- 4 Кремень В.Г. Освіта і наука в Україні – інноваційні аспекти. Стратегія. Реалізація. Результати. – К.: Грамота. 2005. – 448 с. – Бібліогр.: с. 431.
- 5 Положення про структурно-модульну систему навчального процесу та рейтингову оцінку знань студентів Миколаївської державної аграрної академії. Миколаїв, 1999. – 16 с.
- 6 Кредитно-модульна система організації навчального процесу. Тимчасове положення. Розробники: Д.В. Бабенко, В.Т. Захарченко, Л.Т. Степанова. Миколаїв, 2004. – 18 с.
- 7 Бабенко Д.В., Іванов Г.О. Організаційно-методичне забезпечення навчального процесу в Миколаївському державному аграрному університеті за умов переходу до кредитно-модульної системи навчання і рейтингової оцінки знань студентів університету. Тези доповідей науково-практичного семінару „Шляхи подальшого удосконалення навчального процесу в умовах інтеграції до європейського освітнього простору та поглиблення спеціалізації”. Миколаїв, 2006. С. 2-5.

УДК 621.4

**Селезнев Ю.В., Бондаренко А.В., Иванов Г.А., Завирюха Н.В.**  
НГАУ, г. Николаев, Украина

## **СОВРЕМЕННЫЕ АСПЕКТЫ СОЗДАНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ ТЕПЛОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ**

*One of the main questions of ecology is the replacement of piston engines of internal combustion by ecologically clean thermal engines with external granting of heat. Now in many countries the research search works on creation of new alternative ecologically clean engines for transport, agriculture and technological systems will be carried spent.*

К двигателям с внешним теплоподводом относятся двигатели внешнего сгорания (двигатели Стирлинга, паровые машины и турбины) и тепловые солнечные двигатели.

История развития тепловых двигателей – сначала были изобретены двигатели внешнего сгорания, которые не получили эффективной реализации и были вытеснены поршневыми двигателями внутреннего сгорания, которые сильно отравляют атмосферу и поэтому снова начались работы по созданию экологически чистых двигателей внешнего сгорания – идет по спирали (новое – это хорошо забытое старое).

Задача этих разработок сводилась к упрощению конструкции, выбору новых термостойких материалов, снижению стоимости, повышению надежности, безопасности и экономичности при работе в любых условиях с использованием различных недефицитных топлив. В настоящее время в связи с критической экологической обстановкой на нашей планете поставлена задача создания эффективных тепловых двигателей, экотехники, экоэнергетики, экотехнологий [1-4, 11-15].

В настоящее время необходимо сделать системное обобщение всех накопленных материалов и идей в области экоэнергетики, системологии, теплотехники, развития творческих. Кроме того, представляется возможным создание алгоритмов конструирования комплексных ветросолнечных энергоустановок для фермеров и частных пользователей, паровоздушных двигателей с внешним теплоподводом, комплексных технологических систем для получения электроактивированной воды и разложения воды на водород и кислород. Необходимо также доработать технологическую установку получения изделий из углерод-углеродных материалов для транспорта и сельского хозяйства и продолжить поисковые работы по созданию новых безтопливных теплоэнергетических систем с использованием энергии эфира – физического вакуума, солнечного света, гравитации.

В области технического творчества необходимо доработать технологию генерации идей и выбора оптимальных решений

коллективными и индивидуальными методами на основе системного подхода и системного мышления, продолжить разработку и патентование новых роторных машин различного назначения: роторных насосов, компрессоров, расширительных машин, двигателей внутреннего и внешнего сгорания, тепловых солнечных двигателей.

В области физики необходимо получить системную модель сил гравитации и контактных напряжений при взаимодействии тел с различной упругостью.

В области термодинамики требуется доработка обобщенной модели термодинамических циклов с учетом динамики тепломассопереноса, также разработка модели пароводовоздушных процессов и циклов на нашей планете для сохранения экологии и безопасности.

На рис. 1 приведена схема роторного двигателя наружного теплопровода. Где 1 – топливная форсунка, 2 – подвод воздуха в камеру внешнего сгорания - 3, где находится нагревательный элемент – 4, через который рабочее тело в виде сжатого воздуха получает тепло –  $Q_1$ . Принцип действия такого двигателя заключается в следующем: роторный компрессор всасывает воздух из атмосферы и сжимает его до давления ( $P_2$  процесс 1-2 см. рис. 2 ), затем сжатый воздух проходит внутри нагревательного элемента, получая теплоту и в роторно-расширительной машине РРМ совершает работу  $A = Q_1 - Q_2$  (процесс 3-4), где  $Q_2$  – теплота вышедшего из РРМ воздуха (процесс 4-1). Термический КПД такого двигателя будет представлен в следующем виде:

$$\eta_t = \frac{Q_1 - Q_2}{Q_1} = 1 - \frac{1}{\varepsilon^{k-1}} \cdot \frac{z_1}{z_2},$$

где  $\varepsilon$  – степень сжатия,  $\varepsilon = \frac{V_1}{V_2}$ ;  $z_1, z_2$  – коэффициенты теплоотвода и

теплоподвода.

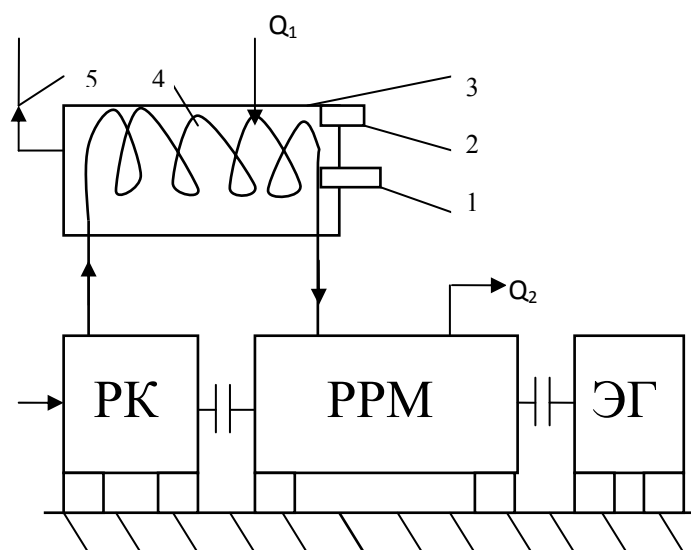


Рисунок 1 – Схема роторного двигателя наружного теплопровода



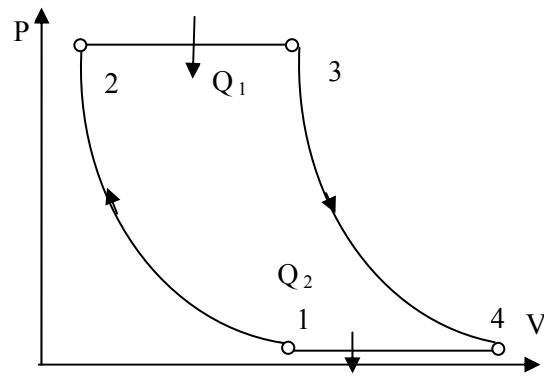


Рисунок 2 – Индикаторная диаграмм

Для данного цикла с квазиизобарным теплоподводом  $z_1=z_2=1$ . Практически для существующих систем РДНТ  $\eta_t \approx 0,3$ .

Одним из главных вопросов экологии является замена поршневых ДВС экологически чистыми тепловыми двигателями с внешним теплоподводом. В настоящее время во многих странах проводятся научно-исследовательские поисковые работы по созданию новых альтернативных экологически чистых двигателей для транспорта, сельского хозяйства, энерготехнологических систем [5-7]. В результате проведенных НИР и ОКР в УНИЛСП НГАУ получены некоторые положительные результаты в области экотеплоэнергетики. Так, например, получен патент на тепловой солнечный двигатель с использованием углекомпозитных деталей, а также патент на планетарную фрикционную передачу. Кроме того, разработаны и запатентованы новые конструкции [8-12] роторных машин различного назначения (насосы, воздуходувки, компрессоры, расширительные машины, ДВС). В настоящее время разрабатывается тепловой двигатель внешнего сгорания или точнее – роторный двигатель наружного теплоподвода – РДНТ.

В этом двигателе отработанные газы из камеры сгорания удаляются по трубе 5 для утилизации теплоты – обогрев помещений, нагрев воды, сушка зерна, РРМ приводит в движение РК и электрогенератор – ЭГ. Главная проблема этой схемы – создание надежного и эффективного теплообменного аппарата и повышение КПД системы РДНТ.

С целью повышения КПД системы РДНТ разработана вторая схема (см. рис. 3). В этом случае теплый воздух, выходящий из РРМ направляется в камеру внешнего сгорания, т.е. возвращается теплота  $Q_2$ . А это значит, что для поддержания той же температуры в камере сгорания потребуется меньше сжигать топлива, т.е. повысится КПД системы. При этом затраты теплоты в камере сгорания уменьшатся на  $Q_2 \cdot \Psi$ .

КПД такого цикла с возвратом части теплоты  $Q_2$  будет равен:

$$\eta_t^1 = \frac{\eta_t}{1 - \varphi + \varphi \cdot \eta_t}, \quad \eta_t = 1 - \frac{z}{\varepsilon^{K-1}}, \quad z = \frac{z_1}{z_2} = 1 \dots 1,2, \quad \varphi = 0,8 \dots 0,9.$$

Практически из-за неизбежности тепловых потерь за счет теплообмена с окружающей средой  $\eta_t^1 = 0,8$ . Этого вполне достаточно для создания высокоэкономичного конкурентоспособного теплового двигателя

21 века. Главным элементом такого двигателя будет теплообменный аппарат. В настоящее время проводятся работы по созданию эффективных теплообменников для РДНТ. Большой интерес представляют комплексные теплоэнергоустановки для села, включающие тепловые солнечные двигатели и тепловые двигатели наружного теплоподвода. На рис. 4 представлена схема 4-х секционного РДНТ и ТСД -теплого солнечного двигателя, которые работают в единой системе: РК-РРМ-ЭГ. При наличии солнечной погоды к системе подключается ТСД, при отсутствии солнца - работает РДНТ. При этом фермер или другой частный пользователь может иметь и использовать аккумуляторы электроэнергии, сжатого воздуха, гидравлические. В качестве топлива в РДНТ желательно использовать различные углеводородные газы (метан, этан, пропан, бутан, этилен, пропилен, бутилен ). Перспективным видом топлива может стать водород - самое чистое топливо, продуктами сгорания которого являются пары воды.

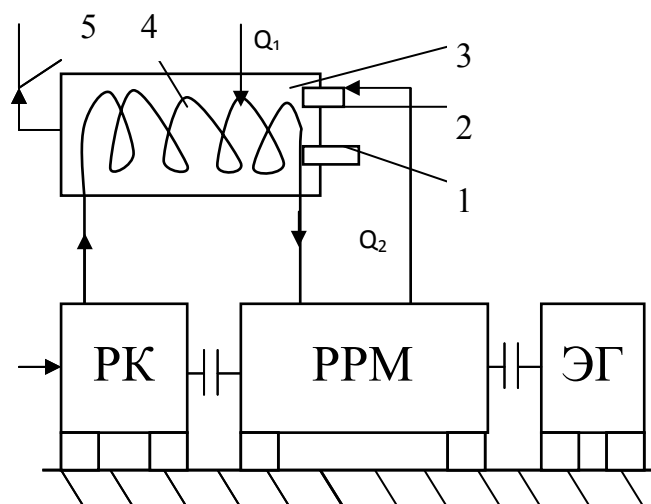


Рисунок 3 – Схема роторного двигателя наружного теплоотвода

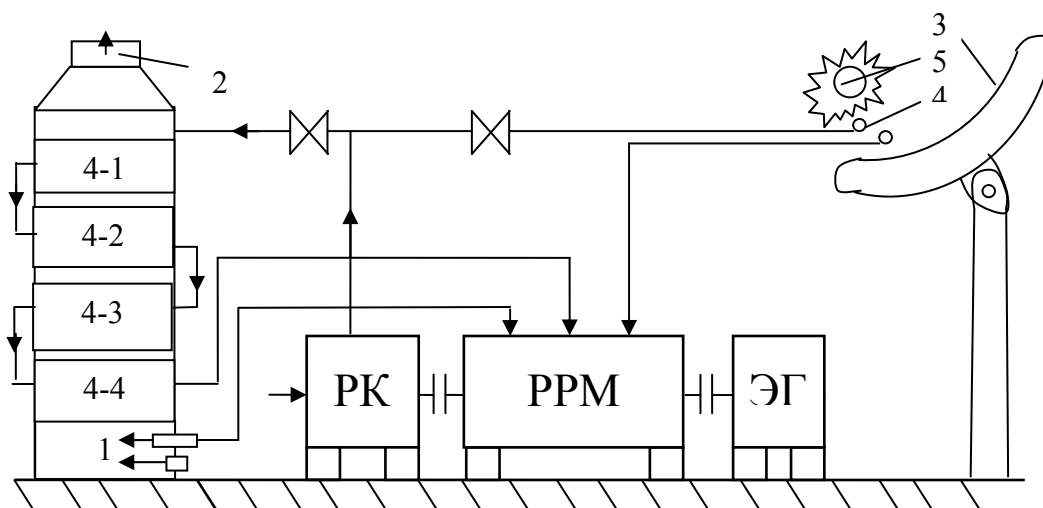


Рисунок 4 – Схема 4-х секционного РДНТ и ТСД – теплового солнечного двигателя, в единой системе - РК-РРМ-ЭГ

1-камера сгорания; 2-выход продуктов сгорания; 3-концентратор солнечной энергии; 4-солнечный нагреватель; 5-солнце.

## Литература

- 1 Веников В.А., Мелентьев Л.А. Кибернетика и моделирование в энергетике. -М.: Наука, 1972.- 207 с.
- 2 Вибе И.И. Новое о рабочем цикле двигателя. -М.: Машгиз, 1962.-270с.
- 3 Гинсбург И.П. Теория сопротивления и теплопередача.—Л.: Наука, 1970.-120с.
- 4 Григорьев В. А., Зорин В.И. Тепло-и массообмен. Теплотехнический эксперимент. Справочник. - М. : 1982.—510с.
- 5 Льюинг Л. Идентификация систем. Теория для пользователей. —М.: Наука, 1991.- 432с.
- 6 Клир Дж. Системология. Автоматизация решения системных задач, пер. с англ. - М : « Радио и связь», 1990. - 539 с.
- 7 Селезнев Ю.В. Системный подход к исследованию термодинамических процессов и циклов. - Харьков: Вища школа, 198.-144с.
- 8 Селезнев Ю.В. Системное исследование сложных термодинамических процессов. - Киев : РИО института кибернетики АН Украины. 1977. -32с.
- 9 Селезнев Ю.В. Системология конструирования машин. - Николаев: РИО НКИ, 1993.-59с.
- 10 Селезнев Ю.В. Вывод обобщенного уравнения термодинамических газовых процессов с учетом теплообмена. Сб. Теплофизика и теплотехника, вып. 19. - Киев: Наукова думка, 1971, с. 119-123.
- 11 Селезнев Ю.В., Латинская Т.Ю. Управление проектированием эффективных теплообменников на основе системного подхода. -Новосибирск: научный центр «Ноосферные знания и технологии», Сибирский научный сборник № 5, 2002, с. 53-57.
- 12 Селезнев Ю.В., Кискина Н.А., Латинская Т.Ю. Перспективы создания экологически чистых двигателей нового поколения, —Новосибирск: Сибирский научный сборник Академии водного транспорта № 5, 2002, с. 57-63.
- 13 Стечкин Б.С. О коэффициенте полезного действия цикла быстрого сгорания при конечной скорости выделения тепла. Труды лаборатории двигателей АН СССР, вып. 5, 1960. с. 8-14.
- 14 Хаза Р. Термодинамика необратимых процессов. - М: Мир, 1967, 544 с.
- 15 Хикс Ч. Основные принципы планирования эксперимента, пер. с англ. - М.: Мир, 1967, 343 с.

УДК 378:001.891

**Баулина Т.В.**

СПС НАН України, г. Киев, Украина

## **ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНЫЕ РЕСУРСЫ, НАУКА, ОБРАЗОВАНИЕ**

*The basic directions of nanotechnology development, areas application of nanomaterials and materials in the different areas of science and technology are resulted.*

Нанотехнологии позволяют управлять физическими, химическими, биологическими процессами на атомарном и молекулярном уровне. Именно это дает возможность создавать принципиально новые материалы, устройства, медицинские препараты, разрабатывать новые технологические процессы с невиданными ранее возможностями. Уже сегодня на основе нанотехнологий созданы новые лазеры и износостойчивые головки магнитных дисков с покрытием нанометровой толщины, высокоселективные наноструктурные катализаторы, нанопокрывтия лопастей вертолетов и эффективные присадки к ракетному топливу, новые лакокрасочные материалы и косметические товары. Нановещества и материалы уже нашли применение в энергетике (ультрадисперсное ядерное топливо, материалы для солнечной энергетики, новые химические источники питания, топливные элементы, нанотехнологии генерирования электроэнергии из любого органического топлива с КПД 60-70%).

Разработаны технологии создания новых поколений авиационно-космических аппаратов (легкие, жаростойкие материалы и покрытия, элементы систем питания, ориентировки и управления, новые виды топлива).

В этом же ряду стоят новейшие технологии информации, средств наземной и спутниковой связи, новые способы коллективной и индивидуальной защиты, роботизированные системы вооружений. Нанотехнологии приближают электронику к такому уровню миниатюризации, когда рабочим элементами интегральных схем будут небольшие ансамбли атомов и молекул или отдельные синтезированные молекулы. Неподдельный энтузиазм вызывают перспективы механического манипулирования молекулами и создание само воспроизводимых манипуляторов. Это во много раз удешевляет любые продукты и позволит создавать принципиально новые, разрешаться экологические проблемы. Такие нанороботы имеют огромный медицинский потенциал: они способны ремонтировать повреждённые клетки человеческого организма, а это может решить и проблему

долголетия человека. По мнению экспертов нанотехнологии станут движущей силой НТР в таких отраслях, как вычислительная техника (модули памяти, способные сохранять триллионы битов информации в объеме булавочной головки), коммуникационные линии, производство промышленных роботов (создание фабрик размером в офисный принтер), биотехнология, космические разработки. Российский институт космического приборостроения сейчас создает серию наноспутников, управляемых через ноутбук и мобильный телефон с помощью SMS-сообщений. Уже создан и прошел лётные испытания при ручном запуске с борта МКС космонавтом Салижаном Шариповым наноспутник ТСН-0 № 1, на котором впервые была испытана новая технология управления. Вывод на орбиту наноспутника №2запланируван на 2008 год.

Понятно за этими полуфантастическими делами – огромный труд, научные разработки и не малые деньги.

В настоящее время человечество становится свидетелем новой глобальной эволюции мировой цивилизации – переход к постиндустриальному обществу, основными признаками которого являются:

- интеллектуализация используемых технологий;
- рост наукоемкости продукции;
- существенное повышение значения деятельности, связанной с производством, хранением и передачей знаний;
- глобализация мировой экономики и жесткая конкуренция, обуславливающая сокращение жизненного цикла продукции и активное внедрение интеллектуальных ресурсов, которые в свою очередь выступают важным фактором обеспечения конкурентоспособности экономики.

То есть в настоящее время на первое место выходят интеллектуальные ресурсы. В последние годы они потерпели значительное разрушение. Имеет место утрата кадрового потенциала (что отбросило науку далеко назад); высокого статуса профессора и ученого (сегодня его нельзя сравнить с подобным статусом в любом европейском государстве); качественных параметров ВУЗа (уже у многих предприятий возникают сомнения относительно квалификации подготавливаемых специалистов).

Вместе с тем Украина и сегодня еще характеризуется высокоразвитым интеллектуальным потенциалом. По некоторым подсчетам его мощность составляет \$ 137 – 138 млрд. и по относительному количеству лиц с высшим образованием она входит в первую десятку развитых стран мира.

Эффективное использование этого потенциала могло бы обеспечить рост эффективности экономики и, следовательно вхождение Украины в группу европейских государств-лидеров по социально-экономическому

развитию. Однако этот научный потенциал не трансформируется в производство. В настоящее время Украина по объему ВВП на душу населения занимает 28 место. Отсюда и низкий уровень жизни населения. Средняя зарплата, являющаяся важным показателем уровня, в сравнении с Россией и Польшей составляла в долларовом эквиваленте – 1:2,2:5,5. Еще не остановлена тенденция снижения качества трудового капитала. Часть высококвалифицированных специалистов, в частности научных и тех, которые сами готовят специалистов, выезжают в страны с лучшими для научной деятельности условиями, такие как Россия, США, Германия. На эти страны приходится 65% тех, кто выехал за рубеж. Почти каждый седьмой из них работал в области физико-математических наук, каждый пятый – технических или биологических. Только в 2004 г. из страны выехало 600 докторов наук, много молодых специалистов, убытки по подсчетам составляют сотни миллионов долларов; в тоже время огромные поступления в бюджет имеют те страны, куда выезжают наши научные работники. По американским статистическим сведениям следует, что 22,4% граждан США с ученой степенью имеют иностранное происхождение. К этой категории следует отнести 16,5% инженеров и ученых со степенью бакалавра, 20,2% - со степенью магистра, 37,6% - со степенью доктора наук.

За последние годы вышло большое количество публикаций, много статей о том, что в настоящее время наука находится в кризисном состоянии, а потому не способствует инновационному экономическому росту. Именно инновационная деятельность связана с трансформацией научных исследований и разработок или других научно-технических достижений в новый или усовершенствованный технологический процесс, используемый в практической деятельности. Наука играет чрезвычайно большую роль в развитии экономики.

Основную часть расходов на выполнение научных и научно-технических работ составляет заработная плата. С социальной точки зрения это правильно. Ведь уровень оплаты труда научных работников остается еще очень низким.

Однако чрезвычайно мала доля расходов на оборудование, которая составляет менее 3% общих расходов на выполнение научных и научно-технических работ. Низкой является доля машин и оборудования в общем объеме основных средств организаций, занимающихся научно-технической деятельностью. В 2003 она равнялась 29,1%. Еще ниже эти показатели в регионах.

Неэффективность отечественной науки особенно проявляется при сравнении её со странами ЕС, которые имеют примерно такую же долю

исследователей среди занятого населения. При этом все показатели, характеризующие эффективность разработок (динамика роста инноваций, доля наукоемких технологий и др.) в Украине несоизмеримо малы. Большую роль в этом играют очень малые объемы расходов в расчете на одного исследователя. Нужны кардинальные изменения в объемах ресурсов, направляемых на развитие науки. Ведь по данным МОТ, если на науку направляется менее 2% ВВП, то начинается разрушение не только науки, но и экономики, и общества в целом.

Еще недавно считалось, что экономический прогресс обусловлен тремя составляющими: сырьем, финансами и рабочей силой. Однако, если обратиться к рейтингу двадцати наиболее процветающих фирм, то увидим, что экономический успех большинства из них нельзя объяснить этими критериями. Так, в бухгалтерском отчете шведской фирмы Scandia AFS отображено не более 15% ее рыночной стоимости. Остальную часть стоимости составляет так называемый интеллектуальный капитал.

В широком понимании интеллектуальный капитал – это знания, которые могут быть превращены в прибыль и оценены.

## РОЗДІЛ 4

### Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

УДК 621.91.01:543.1

**Шевченко О.В., Вакуленко С.В.**

НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

### ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ЧАСТОТНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОТЕНЦІЙНО НЕСТІЙКОЇ ПРУЖНОЇ СИСТЕМИ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА

*In article the results of theoretical researches of frequency characteristics of potentially unstable elastic-system of a lathe carriage are resulted. Use of toolholders with the oriented rigidity for lowering of level of self-excited vibrations is recommended for machining on the lathe with unstable elastic-system.*

#### **Вступ**

Однією з причин виникнення автоколивань при різанні є зміна площі зрізу та сили різання внаслідок наявності координатного зв'язку між процесом різання та рухом за різними координатами пружної системи верстата [1]. На рис. 1 приведено розрахункову схему пружної системи різець-супорт токарного верстата. Якщо супорт токарного верстата навантажувати силою  $P_1$ , змінюючи кут її прикладання, то можна знайти такий кут  $\alpha_1$ , при якому будуть відсутні кутові зміщення різцетримача. При зміні точки прикладання сили  $P_2$  аналогічну умову можна отримати при куті  $\alpha_2$ . Точка перетину ліній дії сил  $P_1$  та  $P_2$  визначає положення центру жорсткості (ЦЖ) супорта [2]. Напрямок від вершини різця до центру жорсткості визначає положення осі максимальної жорсткості  $c_1$ , а перпендикулярний йому напрямок визначає положення осі мінімальної жорсткості  $c_2$ , так як до пружних переміщень вздовж осі додаються кутові переміщення внаслідок крутильної податливості супорта навколо ЦЖ. Вісі  $\eta_1$  та  $\eta_2$  називають головними осями жорсткості. Якщо навантаження пружної системи проходить через ЦЖ, то її переміщення здійснюються тільки по головним осям жорсткості. Головні осі жорсткості для такого випадку навантаження є нормальними (головними) координатами пружної системи, переміщення за якими розглядаються як незалежні і тому для кожної з головних координат пружної системи супорта можна скласти незалежні диференціальні рівняння руху.

У відповідності до індексів головних координат  $\eta_1$  і  $\eta_2$  позначимо характеристики жорсткості  $c_1$  і  $c_2$ , коефіцієнти демпфірування  $h_1$  і  $h_2$  та приведену масу системи  $m_1$  і  $m_2$ . Припускається, що маса рухається тільки в напрямках головних координат  $\eta_1$  та  $\eta_2$ , властивості пружних ланок системи  $c_1$  і  $c_2$  є пропорційними зміщенню  $\eta_1$  і  $\eta_2$  системи, а сили в'язкого



тертя, що діють одночасно з силами пружності, пропорційними відносним швидкостям  $\dot{\eta}_1$  і  $\dot{\eta}_2$ . За початок узагальнених координат прийнято вершину різця, вісь  $y$  направлена по нормалі до оброблюваної поверхні, вісь  $z$  – перпендикулярно до неї. Зовнішнє навантаження  $P$  виконує функції сили різання і діє під кутом  $\alpha$  до осі  $z$ , а кут  $\beta$  встановлює зв'язок між напрямом дії сили різання  $P$  та осі  $\eta_1$ .

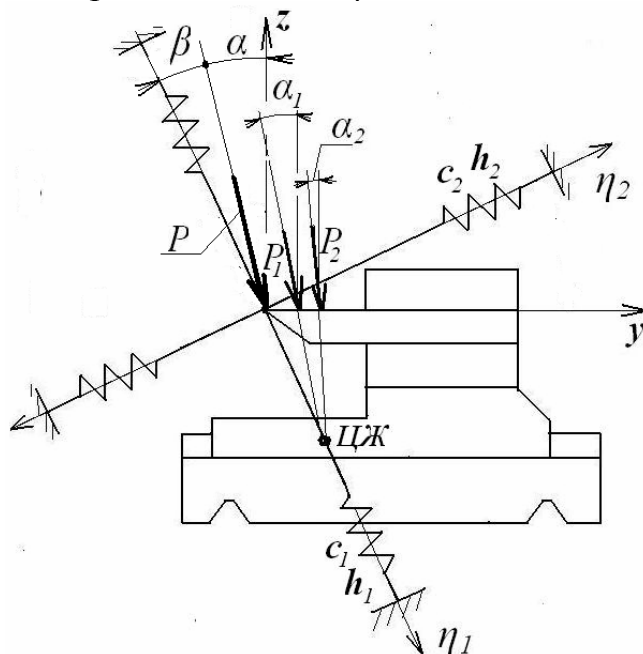


Рисунок 1 – Розрахункова схема пружної системи супорта з двома степенями вільності

Для одномасової пружної системи різець-супорт з двома степенями вільності (рис. 1), система диференціальних рівнянь руху в напрямку головних координат може бути представлена у вигляді:

$$\begin{cases} m_1 \cdot \ddot{\eta}_1 + h_1 \cdot \dot{\eta}_1 + c_1 \cdot \eta_1 = P \cdot \cos \beta \\ m_2 \cdot \ddot{\eta}_2 + h_2 \cdot \dot{\eta}_2 + c_2 \cdot \eta_2 = P \cdot \sin \beta \end{cases} \quad (1)$$

Зв'язок узагальнених координат  $y$  і  $z$  з головними координатами  $\eta_1$  і  $\eta_2$  здійснюється за наступною системою рівнянь:

$$\begin{cases} y = \eta_2 \cdot \cos(\alpha + \beta) + \eta_1 \cdot \sin(\alpha + \beta) \\ z = \eta_2 \cdot \sin(\alpha + \beta) - \eta_1 \cdot \cos(\alpha + \beta) \end{cases} \quad (2)$$

Відомо [1, 3], що найбільша вібростійкість при точінні досягається при наближенні напрямку дії сили різання до осі найбільшої жорсткості пружної системи верстата. Як наслідок, причиною збільшення впливу координатного зв'язку на рівень відносних коливань інструменту і деталі може стати збільшення відхилення напрямків дії сили різання та осі максимальної жорсткості (збільшення кута  $\beta$ ). Отже, зменшенням відхилення напрямку головних осей жорсткості пружної системи супорта відносно напрямку дії сили різання можна зменшити енергію самозбудження автоколивань та забезпечити вібростійкий процес різання.

### Загальні положення

При розробці конструкції токарного верстата досить важко передбачити чи розрахувати майбутнє положення ЦЖ супорту. В реальній конструкції верстата положення ЦЖ визначають експериментально за схемою навантаження, що наведена на рис. 1. Якщо визначене експериментально фактичне положення ЦЖ супорту верстата та кута розвороту головних осей жорсткості не відповідає наведеним вище вимогам, то пружна система верстата буде потенційно нестійкою і потребуватиме додаткових конструктивних та технологічних заходів для забезпечення умов вібростійкої обробки.

В якості прикладу розглянемо визначені експериментально пружні характеристик супорта двошпиндельного токарного верстата з ЧПК мод. ПАБ-130, що у вигляді кругової діаграми жорсткості наведені на рис. 2.

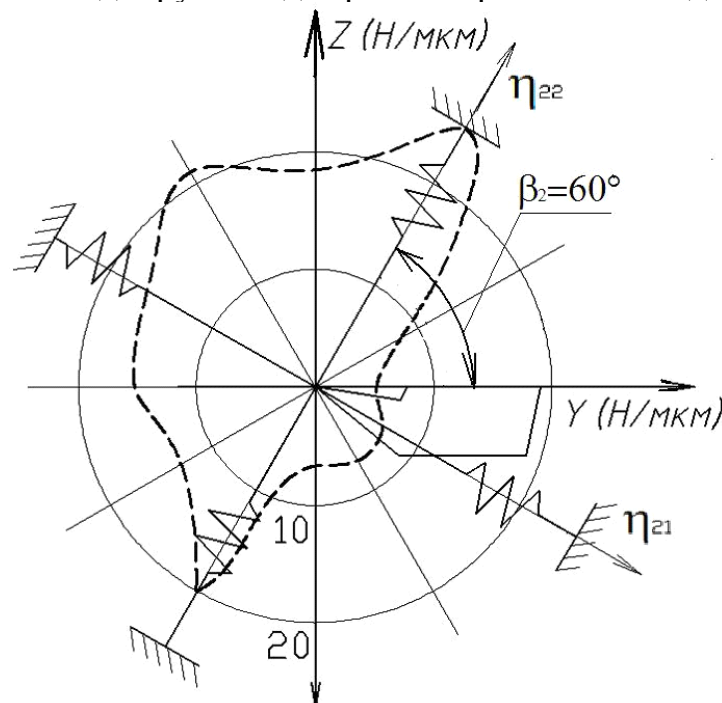


Рисунок 2 – Кругова діаграма жорсткості супортної групи двошпиндельного токарного верстата мод. ПАБ-130.

Як видно із рис. 2, кругова діаграма жорсткості має чітку направленість, при цьому кут розвороту головних осей жорсткості складає  $\beta_2=60^\circ$  відносно осі  $y$ . На цьому верстаті забезпечена можливість радіальної подачі різального інструменту до деталі з обох сторін осі шпинделя. Це означає, що при подачі інструменту в додатному напрямку осі  $y$  (кут  $\beta_2=30^\circ$ ) забезпечуються умови вібростійкої обробки, а в протилежному напрямку (кут  $\beta_2=60^\circ$ ) пружна система є потенційно нестійкою і схильною до збільшених амплітуд автоколивань при різанні.

Підвищення вібростійкості процесу різання на верстаті з потенційно нестійкою пружною системою різець-супорт може бути досягнуте зміною орієнтації головних осей жорсткості шляхом використання

інструментального оснащення з орієнтованим ЦЖ.

При проектуванні такого інструментального оснащення постає питання вибору його пружних та демпфіруючих параметрів, які б дозволили переорієнтувати ЦЖ та кут розвороту головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт. Методика визначення статичної характеристики пружної системи різець-супорт наведена в роботі [4]. Однак питання теоретичного дослідження впливу зміни орієнтації головних осей жорсткості інструментального оснащення на динамічні характеристики системи різець-супорт потребують додаткового дослідження.

### Основна частина

Розрахункову схему пружної системи різець-супорт представимо у вигляді двох зосереджених зведених мас різцетримача  $m_1$  та супорта  $m_2$ , що зв'язані між собою і базою верстата ланками з пружними і дисипативними властивостями (рис. 3). Кожна з мас розглядається як підсистема з орієнтованими осями жорсткості, а саме, для маси  $m_1$  кут розвороту головних осей жорсткості відносно довільної системи координат  $yOz$  позначений  $\beta_1$ , а для маси  $m_2$  -  $\beta_2$  відповідно. Під дією сили різання  $P(t)$ , що прикладена до вершини різця, маса  $m_1$  здійснює коливальні рухи в напрямках головних осей координат  $\eta_{11}$  та  $\eta_{12}$ , а маса  $m_2$  в напрямках головних осей координат  $\eta_{21}$  та  $\eta_{22}$ . Для пружних і дисипативних ланок враховуються сумарні зведені коефіцієнти демпфірування  $h_{11}$ ,  $h_{12}$  і  $h_{21}$ ,  $h_{22}$  та жорсткості  $c_{11}$ ,  $c_{12}$  і  $c_{21}$ ,  $c_{22}$  відповідно різцетримача ( $m_1$ ) і супорта ( $m_2$ ).

Підсистема різець-супорт має чотири степеня вільності, оскільки положення кожної маси  $m_1$  та  $m_2$  визначається двома незалежними координатами.

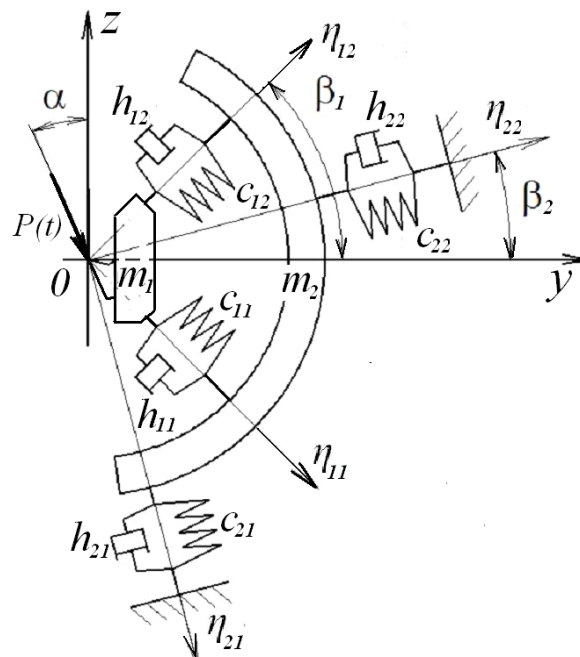


Рисунок 3 – Розрахункова схема пружної системи різець-супорт токарного верстата

Із врахуванням (1) для двомасової системи з чотирма степенями вільності отримуємо систему диференціальних рівнянь руху в напрямках головних координат у вигляді:

$$\left\{ \begin{array}{l} m_1 \ddot{\eta}_{12} + h_{12} [\dot{\eta}_{12} - \dot{\eta}_{22} \cos(\varphi) + \dot{\eta}_{21} \sin(\varphi)] + c_{12} [\eta_{12} - \eta_{22} \cos(\varphi) + \eta_{21} \sin(\varphi)] = \\ = P(t) \sin(\alpha - \beta_1) \\ m_1 \ddot{\eta}_{11} + h_{11} [\dot{\eta}_{11} - \dot{\eta}_{21} \cos(\varphi) - \dot{\eta}_{22} \sin(\varphi)] + c_{11} [\eta_{11} - \eta_{21} \cos(\varphi) - \eta_{22} \sin(\varphi)] = \\ = P(t) \cos(\beta_1 - \alpha) \\ m_2 \ddot{\eta}_{22} - h_{12} \cos(\varphi) [\dot{\eta}_{12} - \dot{\eta}_{22} \cos(\varphi) + \dot{\eta}_{21} \sin(\varphi)] - h_{11} \sin(\varphi) [\dot{\eta}_{11} - \dot{\eta}_{21} \cos(\varphi) - \\ - \dot{\eta}_{22} \sin(\varphi)] + h_{22} \dot{\eta}_{22} - c_{12} \cos(\varphi) [\eta_{12} - \eta_{22} \cos(\varphi) + \eta_{21} \sin(\varphi)] - \\ - c_{11} \sin(\varphi) [\eta_{11} - \eta_{21} \cos(\varphi) - \eta_{22} \sin(\varphi)] + c_{22} \eta_{22} = 0 \\ m_2 \ddot{\eta}_{21} + h_{12} \sin(\varphi) [\dot{\eta}_{12} - \dot{\eta}_{22} \cos(\varphi) + \dot{\eta}_{21} \sin(\varphi)] - h_{11} \cos(\varphi) [\dot{\eta}_{11} - \dot{\eta}_{21} \cos(\varphi) - \\ - \dot{\eta}_{22} \sin(\varphi)] + h_{21} \dot{\eta}_{21} + c_{12} \sin(\varphi) [\eta_{12} - \eta_{22} \cos(\varphi) + \eta_{21} \sin(\varphi)] - \\ - c_{11} \cos(\varphi) [\eta_{11} - \eta_{21} \cos(\varphi) - \eta_{22} \sin(\varphi)] + c_{21} \eta_{21} = 0 \\ \varphi = \beta_1 - \beta_2. \end{array} \right. \quad (3)$$

Система рівнянь (3) описує коливальний рух пружної системи різець-супорт при різних значеннях кутів орієнтації головних осей жорсткості  $\beta_1$  та  $\beta_2$ .

Представлення математичних моделей динамічних систем у вигляді диференціальних рівнянь є досить ефективним методом їх дослідження. Однак, цей метод має недоліки, до яких можна віднести складність комп'ютерного моделювання та значний час, що витрачається на розрахунки систем як другого, так і більш високого порядків. Сучасні методи дослідження поведінки систем автоматичного керування передбачають використання комп'ютерної техніки для вирішення складних в обчислювальному плані задач. До таких методів відноситься найбільш універсальний метод представлення моделей в змінних стану [5].

При використанні методу змінних стану система рівнянь (3) представляється вигляді восьми диференціальних рівнянь першого порядку в явній формі:  $\dot{x} = f(x, u, t)$ , де  $x(t)$  - вектор-стовпчик, компонентами якого є змінні стану,  $u(t)$  - вектор-стовпчик вхідної змінної,  $t$  - незалежна змінна в розмірності часу. Вихідна змінна системи представлена у вигляді:  $y = g(x, u, t)$ . Детальний опис представлення динамічної системи різець-супорт у змінних стану наведений в роботі [6]. Результатом розрахунків системи (3) є коливальні рухи різцетримача  $m_1$  в напрямках головних координат  $\eta_{12}$  та  $\eta_{11}$  і супорта  $m_2$  в напрямках координат  $\eta_{22}$  та  $\eta_{21}$ . Зв'язок узагальненої координати  $y$  з головними координатами  $\eta_{12}$  та  $\eta_{11}$  для різцетримача  $m_1$  здійснюється у відповідності до системи рівнянь (2) у вигляді:  $y = \eta_{12} \cos(\beta_1) + \eta_{11} \sin(\beta_1)$ .

В якості прикладу розглянемо пружну систему різець-супорт з

потенційно нестійкою підсистемою супорта, що має такі характеристики за напрямками головних координат: жорсткість супорта  $c_{21}=5,0e7$  Н/м та  $c_{22}=2,5e7$  Н/м, коефіцієнти демпфірування  $h_{21}=h_{22}=1,0e3$  кг/с, маса супорта  $m_2=140$  кг. Кут розвороту головних осей жорсткості  $\beta_2=60^\circ$ . При заданому куті дії сили різання  $\alpha=30^\circ$  відхилення головних осей жорсткості супорта від вібростійкого положення складає  $(\beta_2 - \alpha) = 30^\circ$ , що є одним з визначників потенційної нестійкості системи.

Для підвищення вібростійкості в пружну систему різець-супорт введено різцетримач з орієнтованою жорсткістю, що має такі характеристики за напрямками головних координат: жорсткість  $c_{11}=3,5e7$  Н/м та  $c_{12}=5,0e7$  Н/м, коефіцієнти демпфірування  $h_{11}=h_{12}=1,0e3$  кг/с, масу  $m_1=6,5$  кг. Кут орієнтації головних осей жорсткості різцетримача за величиною дорівнює половині кута напряму дії сили різання, а саме  $\beta_1 = \alpha/2$ , що відповідає рекомендаціям роботи [6].

На рис. 4 представлено результати розрахунку амплітудно-частотних характеристик пружної системи різець-супорт при значеннях кута розвороту головних осей жорсткості супорта  $\beta_2=60^\circ$  і  $\beta_2=15^\circ$  та незмінному куті  $\beta_1 = 15^\circ$ .

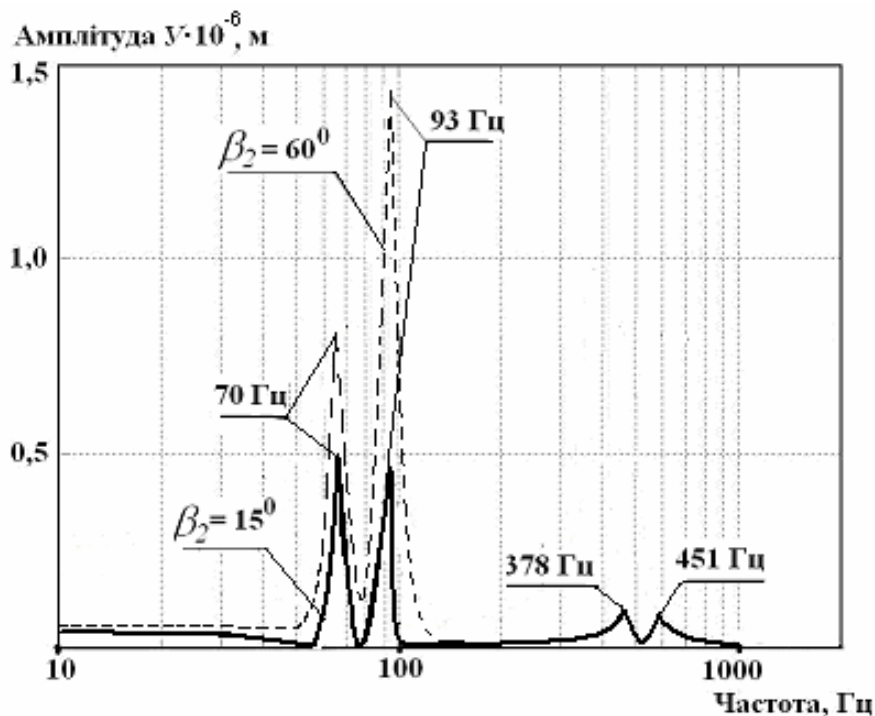


Рисунок 4 – Амплітудно-частотні характеристики пружної системи різець-супорт при  $\beta_2=60^\circ$  і  $\beta_2=15^\circ$

Як видно із рис. 4, збільшення кута розвороту головних осей жорсткості супорта з  $\beta_2=15^\circ$  до  $\beta_2=60^\circ$  призводить до збільшення амплітуд коливань на власних частотах супорта (70 та 93 Гц) більше ніж у двічі, що підтверджує вплив величини кута  $\beta_2$  на рівень вібростійкості пружної системи різець-супорт. При цьому практично не змінюються амплітуди коливань на власних частотах різцетримача (378 та 451 Гц).

### **Висновки**

Аналіз отриманих амплітудно-частотних характеристик при зміні кута  $\beta_2$  в діапазоні від  $-30^0 \leq \beta_2 \leq 75^0$  дозволяє зробити наступні висновки:

– використання різцетримачів з орієнтованою відповідним чином жорсткістю дозволяє зменшити амплітуди автоколивань при обробці на верстаті з потенційно нестійкою пружною системою супорта;

– введений в пружну систему різець-супорт різцетримач з орієнтованою жорсткістю виконує функції домінуючої пружної системи, забезпечуючи власними пружними та демпфіруючими властивостями умови вібростійкої обробки.

Отже, виконані теоретичні дослідження дозволяють рекомендувати розроблену математичну модель динамічної системи різець-супорт в змінних стану для дослідження впливу пружних та демпфіруючих характеристик і орієнтації головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт на вібростійкість токарної обробки.

### **Література**

- 1 Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пособие для вузов. - Киев: Вища школа, 1980.-256с.
- 2 Металлорежущие станки и автоматы: Учебник для машиностроительных вузов / Под.ред. А.С. Проникова. – М.: Машиностроение, 1981. – 479 с.
- 3 Кудинов В.А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движений) при резании // Станки и инструмент. - 1997.- N 2.-С.16-21.
- 4 Шевченко О.В., Вакуленко С.В. Теоретичне визначення статичної характеристики пружної системи різець-супорт токарного верстата // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. –Донецьк: ДонНТУ, 2007. Вип.. 34. – С.257-261.
- 5 Никулин Е.А. Основы теории автоматического управления. Частотные методы анализа и синтеза систем / Учеб.пособие для вузов.-СПб.: БХВ-Петербург, 2004. – 640 с.
- 6 Шевченко О.В. Підвищення вібростійкості токарної обробки нежорстким інструментальним оснащенням // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Вип. 20. Краматорськ, 2006. с. 123 – 128.

УДК 658.52.011

**Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В.**

ХАЗТ, ДДМА, м. Харків, м. Краматорськ, Україна

## АДАПТИВНА СИСТЕМА ЦИФРОВОГО УПРАВЛІННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИМ ПРОЦЕСОМ АЛМАЗНОГО ШЛІФУВАННЯ З ЕТАЛОННОЮ МОДЕЛЛЮ

*Adaptive control of the diamond polishing a technological process is organized on the base of regulator with a base model. By discrete transformation of Laplase a digital optimum regulator is synthesized. The flow diagram of the system is built, the adaptive recurrent algorithm of correction of parameters of regulator is developed taking into account the stochastic external influencing.*

### Вступ

Техніко-економічні показники технологічного процесу алмазного шліфування можна підвищити шляхом використання у контурі програмного управління верстатом систем автоматизації. Питанням розробки вказаних систем надається увага в технічній літературі [1-3]. Актуальність цієї науково-технічної проблеми зумовлена тим, що вона не вирішена у повному обсязі.

### Структурна схема системи

Адаптивне управління технологічним процесом алмазного шліфування побудуємо на базі регулятора із еталоною моделлю. Структурна схема системи із еталоною моделлю представлена на рис. 1. У ній настроювання параметрів регуляторів виконується на основі координатної помилки, яка являє собою різницю вихідних сигналів основного контуру та еталоної моделі.

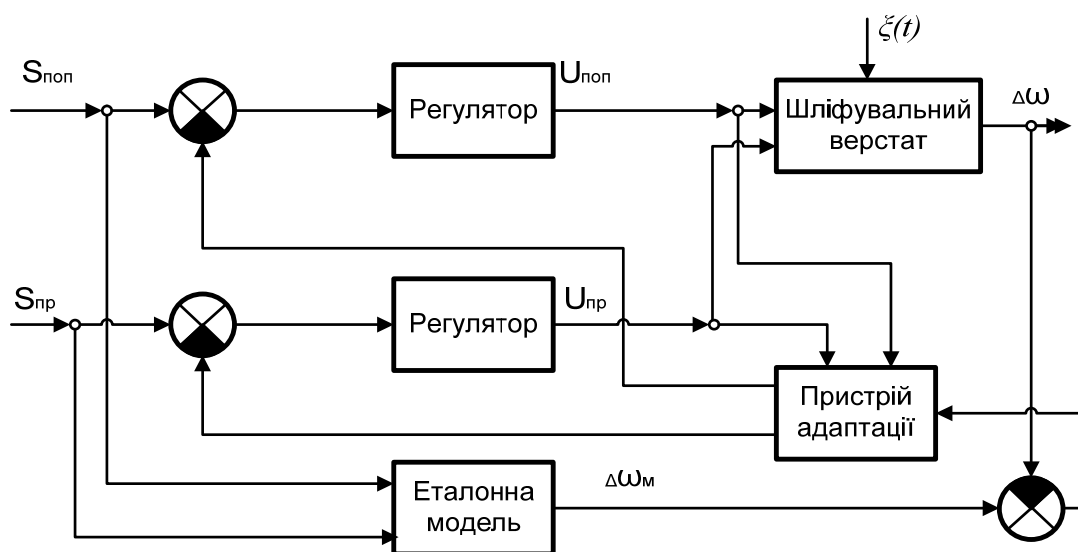


Рисунок 1 – Структурна схема системи із еталоною моделлю

### Математична модель об'єкта

Для реалізації системи управління технологічним процесом математичний опис об'єкта автоматизації варто представити у виді дискретних моделей, що описуються скалярними або векторними різницевиими управліннями.

В роботі [4] побудовані математичні моделі об'єкта автоматизації з використанням перетворення Лапласа. Перехід до дискретних передатних функцій виконується у такий спосіб

$$K(Z) = Z \left\{ \left( 1 - e^{-pT_0} \right) \frac{K_0(p)}{p} \right\} = \frac{(Z-1)}{Z} Z \left\{ \frac{K_0(p)}{p} \right\}.$$

Звідси, для визначення дискретної передатної функції потрібно визначити  $Z \left\{ \frac{K_0(p)}{p} \right\}$ . Ця процедура виконується у такий спосіб:

- розкладаємо вираз для передатної функції на прості дробі;
- за допомогою застосування операторів зрушення  $Z^{-1} U[nT_0] = U_{n-1}$  та  $Z^{-1} y[nT_0] = y_{n-1}$  при  $i = 0, 1, 2, \dots, m$  для об'єкта автоматизації  $m$ -го порядку із запізнюванням маємо

$$y_n + a_1 y_{n-1} + a_2 y_{n-2} + \dots + a_m y_{n-m} = b_1 U_{n-1} + b_2 U_{n-2} + \dots + b_m U_{n-m}.$$

Останнє різницеве рівняння в узагальненому вигляді представляється за допомогою  $Z$ -перетворення такою дискретною моделлю

$$A(Z^{-1})y_t = Z^{-d} B(Z^{-1})U_t, \quad (1)$$

де  $U_t, y_t$  – відповідно управляючий вплив та вихідна координата об'єкта автоматизації в наступні періоди квантування вхідного сигналу системи  $[nT_0] \leq t \leq [(n+1)T_0]$ ;  $[(n-i)T_0] \leq t-i \leq [(n-i+1)T_0]$ , при  $i = 0, 1, 2, \dots, m$ ;  $Z^{-d}$  – дискретний оператор «чистого» запізнювання об'єкта при  $d = \left\lceil \frac{\tau}{T_0} \right\rceil$ ;

поліноміальні множники мають такий вигляд

$$\begin{aligned} A(Z^{-1}) &= 1 + a_1 Z^{-1} + a_2 Z^{-2} + \dots + a_m Z^{-m}; \\ B(Z^{-1}) &= b_1 Z^{-1} + b_2 Z^{-2} + \dots + b_n Z^{-n}. \end{aligned} \quad (2)$$

На об'єкт автоматизації діють випадкові збурювання. Оскільки система рівнянь (1) лінійна, то до неї застосуємо принцип суперпозиції. Згідно дослідженням роботи [5] усі випадкові збурювання можна привести до збурювань, які діють на виході об'єкта автоматизації. Отже, з урахуванням випадкових збурювань маємо таку математичну модель об'єкта

$$A(Z^{-1})y_t = Z^{-d} B(Z^{-1})U_t + \xi_t, \quad (3)$$

де  $\xi_t$  – стохастична завада, яка подана наступною математичною моделлю



$$E(Z^{-1})\xi_t = C(Z^{-1})\zeta_t \quad (4)$$

де  $\zeta_t$  – ряд незалежних випадкових змінних. На підставі аналізу, що виконаний у роботі [4], у виразах (2, 3) поліноми  $A(Z^{-1})$ ,  $B(Z^{-1})$ ,  $C(Z^{-1})$  стійкі. У детермінованих системах управління поліном  $C(Z^{-1}) = 0$ .

Для реалізації алгоритму управління із еталоною моделлю потрібно, щоб перший член полінома  $B(Z^{-1})$  був  $b_1$ . Винесемо множник  $Z^{-1}$  із полінома (2) та включимо його в операторний вираз запізнювання. Отже, рівняння (2) і (3) здобувають вигляд

$$A(Z^{-1}) = Z^{-(d+1)}B(Z^{-1})U_t + \xi_t, \quad (5)$$

де  $A(Z^{-1}) = 1 + a_1Z^{-1} + a_2Z^{-2} + \dots + a_nZ^{-n}$ ,  $B(Z^{-1}) = 1 + b_1Z^{-1} + b_2Z^{-2} + \dots + b_nZ^{-(n-1)}$ .

Закон управління цифрового регулятора в системах із еталоною моделлю має такий вигляд

$$D(Z^{-1})U_t = H(Z^{-1})G_t - F(Z^{-1})y_t, \quad (6)$$

де  $G_t, y_t$  – вихідні координати задаючого впливу та об'єкта автоматизації у момент часу  $t = nT_0$ ;  $U_t$  – управляючий вплив під час  $T_0 \leq t \leq (n+1)T_0$ ;  $D(Z^{-1}), H(Z^{-1}), F(Z^{-1})$  – поліноміальні вирази оператора зрушення, а саме

$$\begin{aligned} D(Z^{-1}) &= g_0 + g_1Z^{-1} + g_2Z^{-2} + \dots + g_{\bar{g}}Z^{-\bar{g}}, \\ H(Z^{-1}) &= h_0 + h_1Z^{-1} + h_2Z^{-2} + \dots + h_{\bar{h}}Z^{-\bar{h}}, \\ F(Z^{-1}) &= f_0 + f_1Z^{-1} + f_2Z^{-2} + \dots + f_{\bar{f}}Z^{-\bar{f}}. \end{aligned} \quad (7)$$

Узагальнена структурна схема регулятора (6) має вигляд (рис. 2).

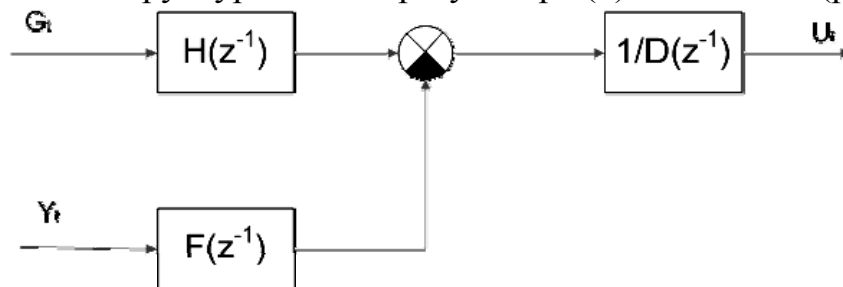


Рисунок 2 – Структурна схема регулятора

### **Синтез оптимального регулятора**

Задача синтезу регулятора зведена до визначення параметрів поліномів  $D(Z^{-1}), H(Z^{-1}), F(Z^{-1})$  таким чином, щоб замкнутий основний контур системи був стійким. Для синтезу оптимального цифрового регулятора (6) потрібно задати поліноміальні вирази  $B_m(Z^{-1}), A_m(Z^{-1})$  та дискретне запізнювання  $d$  моделі замкнutoї системи. Процедура синтезу регулятора складається із таких дій:

– виконання ідентифікації коефіцієнтів математичної моделі об'єкта  $A(Z^{-1})y_t = Z^{-d}B(Z^{-1})U_t$  по рекурентному методу найменших квадратів;

– проведення факторизації полінома  $B(Z^{-1})$  шляхом  $B = B^+B^-$ , де всі нулі  $B^+$  відповідають стійкому стану об'єкта, а  $B^-$  - хитливому;

– підборі для лінійного рівняння

$$- A(Z^{-1})G_1(Z^{-1}) + Z^{-d}B^-(Z^{-1})F(Z^{-1}) = A_m(Z^{-1})A_0(Z^{-1})$$

– поліномів  $G_1(Z^{-1})$  та  $F(Z^{-1})$ . При цьому варто вибрати найбільш прості вирази;

– поданні заданого поліному  $B_m(Z^{-1})$  у вигляді  $B_m(Z^{-1}) = B_{m,1}(Z^{-1})B^-(Z^{-1})$ ;

– визначенні поліномів  $D(Z^{-1})$  і  $H(Z^{-1})$  цифрового регулятора (6):  $D(Z^{-1}) = G_1(Z^{-1})B^+(Z^{-1})$ ,  $H(Z^{-1}) = A_0(Z^{-1})B_{m,1}(Z^{-1})$  та реалізації заданого закону управління.

Ці етапи алгоритму повторюються на кожному періоді квантування вхідних сигналів системи. Якщо оцінки параметрів об'єкта, які отримано за допомогою рекурентного методу найменших квадратів, сходяться, то дискретна передатна функція замкнутого контуру буде дорівнювати

$$\frac{B_{m,1}(Z^{-1})B^-(Z^{-1})}{A_m(Z^{-1})}$$

При наявності у контурі управління об'єктом випадкових збурювань синтез регулятора виконується на основі мінімізації квадратичного критерію оптимальності

$$J = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{\infty} [y_i^2 - P U_i^2]$$

Реакція основного контуру на зміни задаючого впливу визначається еталоною математичною моделлю технологічного процесу. Рівняння еталонової моделі має такий вигляд

$$y_{m,t} = Z^{-(d+1)} \frac{B_m(Z^{-1})}{A_m(Z^{-1})} G_t \quad (8)$$

Мета цифрового регулятора при використанні еталонової моделі полягає у ліквідації помилки неузгодженості

$$e_t = y_t - y_{m,t} \quad (9)$$

Для цього потрібно підібрати поліноміальний багаточлен  $R(Z^{-1})$  такий, щоб виконувалася наступна рівність

$$R(Z^{-1})e_{t+d+1} = C(Z^{-1})\xi_{t+d+1} \quad (10)$$

Полином  $R(Z^{-1}) = 1 + r_1 Z^{-1} + r_2 Z^{-2} + \dots + r_r Z^{-r}$  визначає динаміку перехідного процесу основного контуру при усуненні помилки неузгодженості (9). Для заданої математичної моделі об'єкта (3) дискретна передатна функція замкнутого основного контуру має такий вигляд

$$\frac{Y(Z^{-1})}{G(Z^{-1})} = \frac{Z^{-(d+1)} H(Z^{-1}) B(Z^{-1})}{A(Z^{-1}) D(Z^{-1}) + Z^{-(d+1)} B(Z^{-1}) F(Z^{-1})}. \quad (11)$$

Полином  $D(Z^{-1})$  має вигляд

$$D(Z^{-1}) = B(Z^{-1}) G_1(Z^{-1}), \quad (12)$$

$$\text{де } G_1(Z^{-1}) = 1 + g_1 Z^{-1} + g_2 Z^{-2} + \dots + g_g Z^{-g}. \quad (13)$$

Тоді в рівнянні (11) відбудеться скорочення полінома  $B(Z^{-1})$ . Характеристичне рівняння, яке визначає динаміку основного контуру системи, буде дорівнювати поліному  $R(Z^{-1})$ , тобто

$$A(Z^{-1}) G_1(Z^{-1}) + Z^{-(d+1)} F(Z^{-1}) = R(Z^{-1}). \quad (14)$$

Із урахуванням цього дискретна передатна функція замкнутого контуру (11) прийме такий вигляд

$$y_t = Z^{-(d+1)} \frac{H(Z^{-1})}{R(Z^{-1})} G_t. \quad (15)$$

Задача цифрового регулятора складається у забезпеченні відповідності реакцій еталонної моделі (8) та замкнутого основного контуру (15) на зміну задаючого впливу. Отже, можна прирівняти праві частини вказаних рівнянь. У результаті одержимо наступне

$$H(Z^{-1}) = \frac{B_m(Z^{-1})}{A_m(Z^{-1})} R(Z^{-1}). \quad (16)$$

Виконаємо синтез оптимального цифрового регулятора. Із виразу (8) запишемо прогнозоване значення вихідної координати системи

$$y_{m,t+d+1} = \frac{B_m(Z^{-1})}{A_m(Z^{-1})} G_t. \quad (17)$$

Прогнозоване значення вихідної координати з урахуванням рівняння (16) запишеться в такий спосіб

$$y_{m,t+d+1} = \frac{H(Z^{-1})}{R(Z^{-1})} G_t. \quad (18)$$

Визначимо з останнього виразу задаючий вплив та підставимо його в рівняння цифрового регулятора (6). Після цього рівняння цифрового регулятора прийме такий вигляд

$$D(Z^{-1}) U_t = R(Z^{-1}) y_{m,t+d+1} - F(Z^{-1}) y_t. \quad (19)$$

Приймаючи в увагу те, що  $D(0) = b_0$ , рівняння цифрового регулятора запишемо в вигляді

$$b_0 U_t = R(Z^{-1})y_{m,t+d+1} - F(Z^{-1})y_t - [D(Z^{-1}) - b_0]U_t.$$

З останнього виразу закон оптимального управління прийме вигляд

$$U_t = \frac{1}{b_0} [R(Z^{-1})y_{m,t+d+1} - F(Z^{-1})y_t - G^*(Z^{-1})U_t], \quad (20)$$

де  $G^*(Z^{-1}) = D(Z^{-1}) - b_0$ .

Подамо вираз (20) у формі

$$U_t = \frac{1}{b_0} [R(Z^{-1})y_{m,t+d+1} - \bar{\Theta}_0^T \bar{X}_{0,t}], \quad (21)$$

де вектор параметрів цифрового регулятора

$$\bar{\Theta}_0 = [\bar{g}_1, \bar{g}_2, \dots, \bar{g}_{r+d}, f_0, f_1, \dots, f_f]^T \quad (22)$$

і вектор змінюваних координат

$$\bar{X}_{0,t} = [U_{t+1}, U_{t+2}, \dots, U_{t+r+d}, y_t, y_{t+1}, \dots, y_{t-f}]^T. \quad (23)$$

Для ідентифікації параметрів цифрового регулятора подамо вираз (19) у такому вигляді

$$R(Z^{-1})y_{m,t+d+1} = D(Z^{-1})U_t + F(Z^{-1})y_t = \bar{\Theta}^T \bar{X}_t, \quad (24)$$

де вектора  $\bar{\Theta}^T$  і  $\bar{X}_t$  відповідно рівні

$$\bar{\Theta} = [b_0, \bar{Q}_0^T]^T; \quad (25)$$

$$\bar{X}_t = [U, \bar{X}_{0,t}^T]^T. \quad (26)$$

Оскільки параметри об'єкта автоматизації змінюються в часі, то варто передбачити ідентифікацію вектора параметрів цифрового регулятора у реальному часі. Це можна зробити, використовуючи наступний рекурентний алгоритм

$$\bar{\Theta}_t = \bar{\Theta}_{t-1} + \bar{P}_{t-d-1} \bar{X}_{t-d-1} \nu_t, \quad (27)$$

де  $\bar{P}$  – матриця посилення адаптивної ідентифікації, що будується у такий спосіб

$$[\bar{P}_{t-d}]^{-1} = \lambda_{1,t} [\bar{P}_{t-d-1}]^{-1} + \lambda_{1,t} \bar{X}_{t-d-1} \bar{X}_{t-d-1}^T. \quad (28)$$

Апостеріорна помилка адаптації  $\nu_t$  визначається по формулі

$$\nu_t = \frac{e_{0,t} - \bar{X}_{t-d-1}^T \sum_{i=1}^{d-2} \bar{P}_{t-2d+i} \bar{X}_{t-2d+i} \nu_{t-d+i}}{1 + \bar{X}_{t-d-1}^T \bar{P}_{t-d-1} \bar{X}_{t-d-1}}, \quad (29)$$

де  $e_{0,t}$  – відфільтрована помилка неузгодженості між вихідними сигналами об'єкта та еталонної моделі

$$e_{0,t} = R(Z^{-1})e_t = R(Z^{-1})(y_t - y_{m,t}). \quad (30)$$

Вектор змінюваних координат  $\bar{X}_{t-d-1}$  складається на основі виразів (23), (26) з урахуванням зрушення в часі на  $Z^{-(d+1)}$ , тобто

$$\bar{X}_{t-d-1} = [U_{t-d+2}, U_{t-d-2}, \dots, U_{t-2d-r-1}, y_{t-d-1}, y_{t-d-2}, \dots, y_{t-d-f-1}]. \quad (31)$$

Блок схема адаптивної системи цифрового управління технологічним процесом алмазного шліфування із еталонною моделлю наведена на рис. 3.

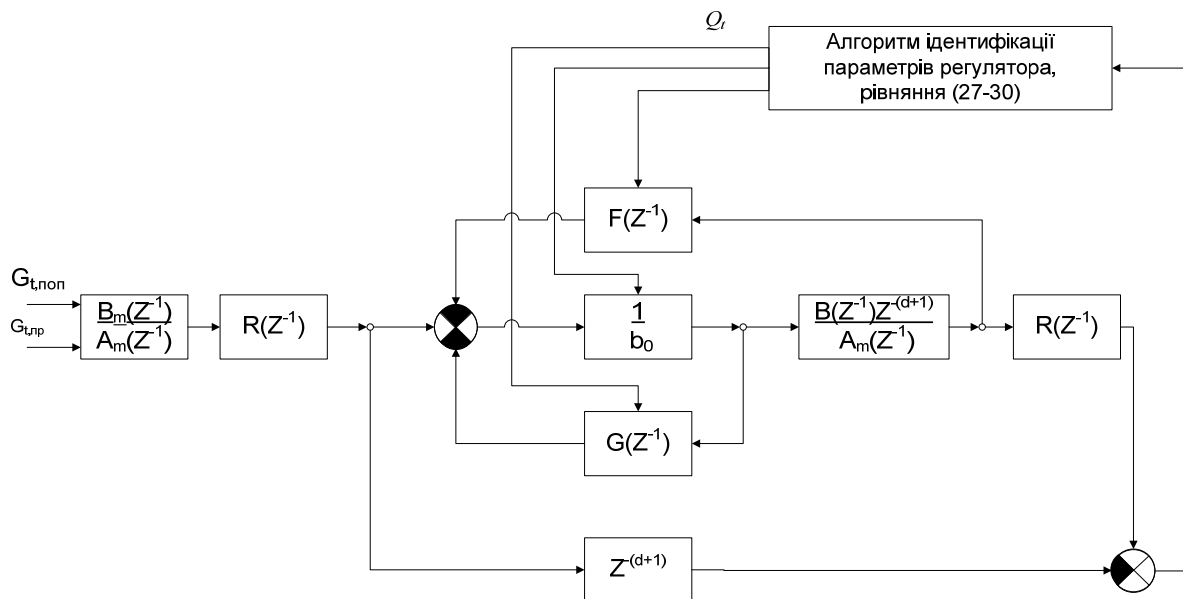


Рисунок 3 – Блок схема адаптивної системи цифрового управління технологічним процесом алмазного шліфування із еталонною моделлю

Алгоритм роботи системи цифрового управління технологічним процесом алмазного шліфування в кожний період квантування вхідних сигналів є послідовністю таких дій:

- прогнозування вихідної координати еталонної математичної моделі на  $(d+1)$  – тактів квантування вперед згідно (17);
- фільтрація вихідного сигналу еталонної математичної моделі за допомогою цифрового фільтра, що має таку дискретну передатну функцію  $R(Z^{-1})$ ;
- обчислення управляючого впливу відповідно до закону оптимального управління (20);
- виміри вихідного сигналу об'єкта автоматизації в моменти часу  $T = nT_0$ ;
- цифрова фільтрація вихідного сигналу об'єкта автоматизації;

– зрушення в часі вбік відставання на  $(d+1)$  – тактів квантування вихідного сигналу фільтра, тобто визначення  $y_{m,t}R(Z^{-1}) = Z^{-(d+1)}y_{m,t+d+1}R(Z^{-1})$ ;

– обчислення відфільтрованої помилки неузгодженості між вихідним сигналом об'єкта й еталоною моделлю згідно (30);

– оцінка параметрів регулятора на основі рекурентного алгоритму адаптивної ідентифікації (27...31);

– корекція параметрів регулятора і перехід для реалізації алгоритму в наступному такті квантування.

### ***Висновки***

У результаті побудовано цифрову систему адаптивного управління технологічним процесом алмазного шліфування. Синтезовано на базі дискретного перетворення Лапласа оптимальний цифровий регулятор, розроблено адаптивний рекурентний алгоритм корекції параметрів регулятора з урахуванням стохастичних збурюючих впливів.

### ***Література***

- 1 Матюха П.Г. Алмазное шлифование с управлением параметрами рабочей поверхности круга // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1993 Вып. 48 с. 33-35.
- 2 Полтавец В.В. Себестоимость шлифования с управляющими воздействиями на РПК // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1999, с. 53-60.
- 3 Новоселов Ю.К., Братан С.М., Крылов И.В. Стратегия управления операцией шлифования в автоматизированном производстве// Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 2001, с. 25-31.
- 4 Еникеев А.Ф. Оптимальное управление технологическим процессом алмазного шлифования. – Краматорск: ДГМА, 2001. – 160 с.
- 5 Микропроцессорные автоматические системы регулирования. Основы теории и элементы: Учебное пособие / В.В. Солодовников, В.Г. Коньков, В.А. Суханов, О.В. Шевяков; Под редакцией В.В. Солодовникова. – М.: Высшая школа, 1991. – 255 с.

УДК 303.732.4

**Винников М.А., Тарасов С.А., Короткий С.А.**

ДГМА, г.Краматорск, Украина

## **ПОИСКА АНАЛОГОВ УЗЛОВ КОНСТРУКЦИЙ В БАЗЕ ДАННЫХ CAD-ПРОЕКТОВ НА ОСНОВЕ ОНТОЛОГИЧЕСКОГО ПОДХОДА**

*The ontology of formalized representation of the information on designs in the CAD-system, providing automation of design's elements search was developed. The algorithm of the automated search of analogues in CAD-projects databases on the basis of the ontology approach was offered.*

В процессе конструкторско-технологической подготовки производства возникают задачи поиска аналогов узлов конструкций. Автоматизация поиска особенно важна для крупных машиностроительных предприятий, где имеются большие конструкторские отделы, занимающиеся разработкой изделий и накоплен большой объем информации о выполненных проектах. Проектирование ведется в среде САД-систем, проекты хранятся в электронном виде, что позволяет автоматизировать поиск необходимой информации.

В настоящее время автоматизация поиска конструкций и их элементов возлагается на PDM-системы, которые хранят информацию о структуре изделий в виде спецификаций [1]. Поиск осуществляется по ключевым словам, а его качество зависит от квалификации конструктора [2,3]. Вместе с тем при создании САД-модели конструктор осуществляет формализацию информации о геометрических параметрах как каждой отдельной детали, так и их сборки в конструкцию. Данная информация также может быть использована для поиска аналогов как на уровне детали [2], так и на уровне сборок [3]. Однако в большинстве промышленных систем такие методы не используются.

Анализ методов поиска аналогов конструктивных решений в базах данных (БД) САД-проектов показал, что эти методы можно разделить на две группы: поиск на основе анализа геометрии изделия в САД-системе и поиск в объеме структурированных данных на основе классификации элементов конструкций [1]. Метод поиска посредством обработки геометрических параметров изделия предлагает выделять дерево сборки, структуру изделий и далее проводить анализ полученных геометрических параметров деталей и связей между ними. Поиск же в объеме структурированных данных использует другой путь: выделяются термины в названиях деталей и связей, обозначениях, описаниях, спецификациях. По полученным терминам производится поиск в БД конструкторского или технологического назначения, а далее осуществляется анализ полученной информации. Структура такой (интеллектуальной) САПР, в частности,

рассмотрена в публикации [4]. Использование баз знаний позволяет существенно увеличить релевантность поиска. Таким образом, работа в направлении развития методов, опирающихся на базу знаний, является актуальной.

Цель работы - разработка методики и алгоритма автоматизированного поиска аналогов узлов конструкций в базе данных САД-проектов.

Сложность использования информации для поиска непосредственно из САД-системы связана с применением внутреннего формата хранения данных в САД-системе, что требует больших затрат времени и ресурсов компьютера. Поэтому в данной работе принят подход, основанный на формировании метаинформации о проекте, которая хранит требуемую для поиска информацию. В принципе это не исключает при необходимости обращения к САД-модели для получения дополнительных данных.

Для хранения и анализа полученная метаинформация о проектируемой сборке конвертируется в Web-формат с помощью языка для представления информации в текстовой форме RDF (Resource Description Framework) [5]. RDF обеспечивает средства для организации автоматической обработки Web-ресурсов и, таким образом, предоставляет базовый функционал для организации работы семантической сети. Метаданные RDF могут быть использованы во множестве разных прикладных областей, в данном случае – в области описания структуры САД-проектов и поиска информации [6].

Для поиска аналогов требуемых узлов конструкции (подборок) динамически формируется запрос к БД сборок на языке SPARQL, который предназначен для создания запросов к информации, написанной в соответствии с RDF спецификациями. Каждый аналог имеет свою уникальную структуру, а следовательно и запрос к БД метаописаний САД-проектов.

Для определения содержания метаинформации о САД-моделях представим онтологию структуры изделий «SldOntology» в следующем виде (рисунок 1). Такое представление соответствует принятому в объектной модели САД-системы в SolidWorks и одновременно позволяет использовать классификации (онтологии) в предметных областях, создавая таким образом основу для последующих использований.

Разработанная классификация конструктивных решений для передачи крутящих моментов (рис. 2) используется как основа для создания частной онтологии предметной области.

Рассмотрим элементы онтологии, которая является частной и применяется при разработке САД-моделей в среде Solid Works. Класс «Связь» содержит данные о связях модели (тип связи, название связи и др.). Класс «Связь» имеет классы-потомки («Совпадение», «Концентричность», «Перпендикулярность» и др.), а также хранит ссылки на две детали, которые она связывает. В системе SolidWorks все связи



являются бинарными, следовательно каждый объект класса «Связь» имеет ссылку на две соответствующих ему объекта класса «Деталь», который содержит информацию о свойствах детали, а также может обращаться к классам, содержащим данные о видах сопрягаемых элементов («Поверхность», «Ребро», «Ось», и др.). Класс «Поверхность», в свою очередь, имеет классы-наследники – типы поверхностей («Тор», «Цилиндр», «Сфера» и др.).

Формализовать данные элементы можно с помощью модели онтологии, которую можно представить в виде совокупности трех элементов [7]

$$\text{SldOntology} = \{C, R, F\}, \quad (1)$$

где  $C$  – конечное множество понятий онтологии;  $R$  – конечное множество отношений между понятиями онтологии;  $F$  – конечное множество функций интерпретации.

Рассмотрим, например, понятия онтологии, которые образуют иерархию классов  $C_h = \{c_i; R_{h_i}\}$ , связанных между собой подмножеством отношений из  $R \subseteq R_h$ . Каждый класс  $c_i$  характеризуется именем и совокупностью свойств  $S = \{s_i\}$ , где каждое свойство  $s_i$  представляет собой совокупность параметров

$$s_i = \{n_i, t_i, v_i\}, \quad (2)$$

где  $n_i$  – символьное имя свойства  $s_i$ ,  $t_i$  – тип свойства,  $v_i$  – значение свойства.

В частности, класс «Цилиндр» характеризуется совокупностью свойств {«радиус основания», «double - вещественный тип», «значение радиуса»}; («длина образующей», «double», «значение длины образующей»), ...}. Данный класс входит в иерархию с базовым классом «Поверхность».

В иерархии классов можно выделить следующие отношения: типа вид/подвид (отношения наследования) и инстанцирования объектов. Как правило, такие отношения существуют в каждой онтологии [8]

$$R_h = \{\text{subclass, superclass, instance}\}, \quad (3)$$

где  $R_h$  является подмножеством общего множества отношений классов в онтологии, subclass – класс является наследником, superclass – класс является базовым, instance – объект класса.

Класс «Цилиндр» является классом-наследником базового класса «Поверхность» и находится с ним в отношении  $R_h = \{\text{Цилиндр, Поверхность, } 0\}$ . Объекты классов являются экземплярами, которые моделируют конкретные сущности классов. В нашем случае конкретная связь может содержать одну, две поверхности или поверхность, ребро, или другие объекты иерархии (рисунок 1).

Для обеспечения поиска требуемой совокупности объектов в существующем онтологическом описании конкретной структуры изделия (в сборке) следует задать совокупность объектов с их связями (подсборку), а

также ограничения на значения параметров свойств соответствующих классов.

Особенностью предложенного алгоритма поиска аналогов является то, что в нём используется формализованная информация о модели (см. рисунок 1) и предметной области (см. рис. 2). Алгоритм поиска включает в следующую последовательность этапов.

Первый этап включает подготовку накопленной в БД информации о проектах к поиску. Если проектируемый конструктивный узел задан в виде САД-модели, то выполняется ее преобразование в метаинформацию, включающую в себя необходимые данные о сборке: типы связей в сборке; детали, участвующие в связях, их типы и название; типы поверхностей, по которым детали соединяются, их геометрические характеристики (длина, радиус, высота, угол и др.).

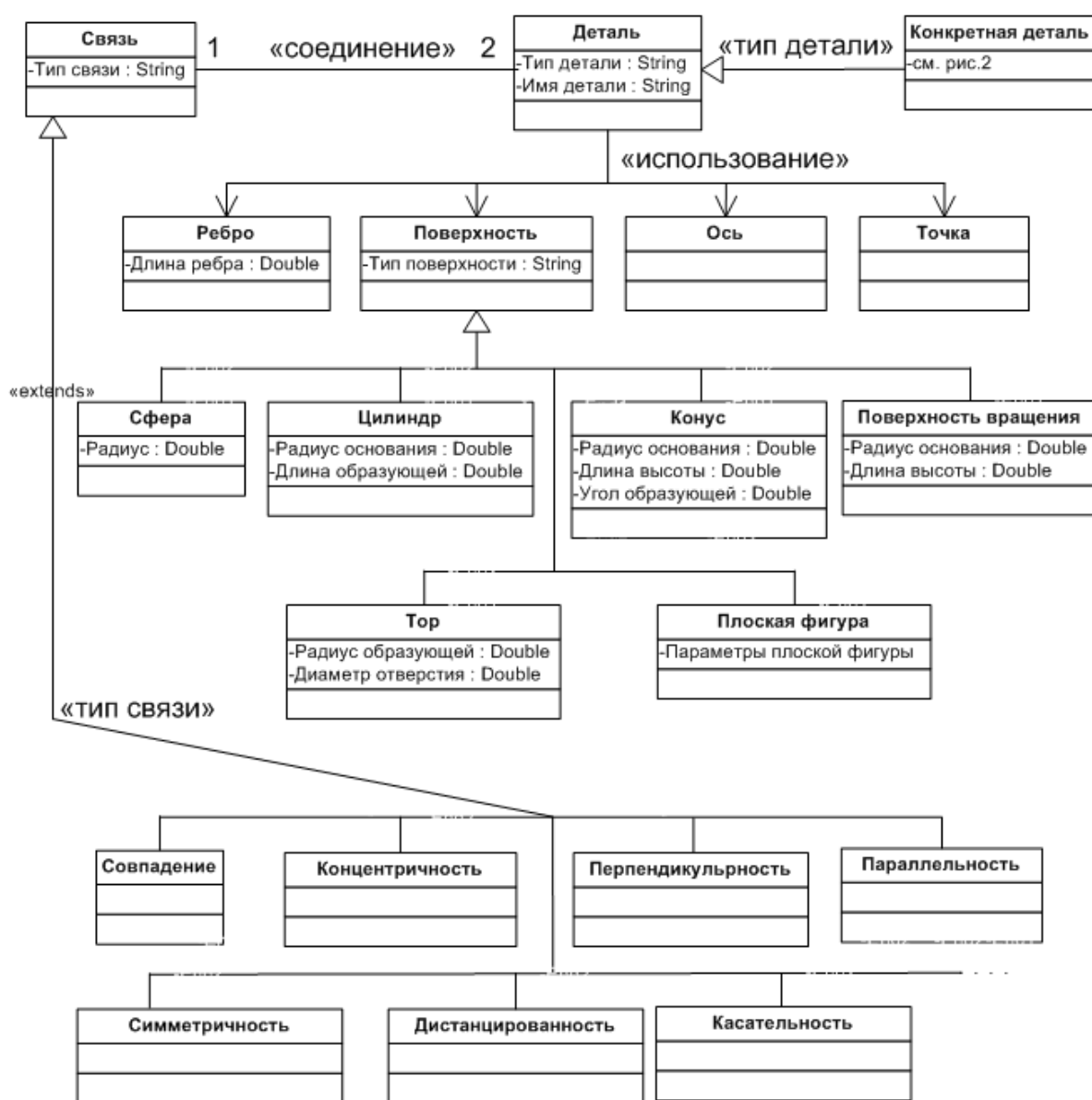


Рисунок 1 – Онтологическое представление информации модели изделия в САД системе SolidWorks

Метаінформація записується в файл с помощью языка RDF. На следующем этапе для поиска аналогов динамически формируется запрос к БД сборок на языке SPARQL. Затем осуществляется сам процесс поиска аналогов, в котором участвуют: файл искомой подборки, файл запроса, база знаний (совокупность файлов RDF-описаний существующих CAD-проектов), а также файлы онтологий. В результате обработки запроса выдается список найденных в базе знаний проектов (в текстовом виде, либо в виде CAD-модели).



Рисунок 2 – Классификация конструктивных решений для передачи крутящего момента на валу

Стоит отметить, что для выполнения алгоритма поиска необходима предварительная конвертация базы CAD-сборок в базу метаописаний, на что требуется некоторое время, которое зависит от объема накопившейся информации. Для получения метаинформации о CAD-проектах выполнена интеграция с CAD-системой SolidWorks, изучены и использованы функции и возможности SolidWorks API, а декомпозиция CAD-модели осуществляется автоматизированно.

Использование онтологического подхода позволяет получать максимально-развернутую информацию о сборках, включать в описание разнородную информацию, получаемую путем анализа на основе различных классификаторов. Данные возможности позволяют повысить эффективность, производительность, а главное – релевантность поиска.

Таким образом, применение онтологического подхода для поиска аналогов узлов конструкций (подборок) в базе знаний существующих метаописаний САД-проектов (сборок) позволяет формализовать поиск и повысить релевантность результатов на основе использования программных инструментов работы с онтологиями и онтологическими описаниямиборок.

### ***Выводы***

1 Разработана онтология формализованного представления информации о конструкциях в САД-системе, обеспечивающая автоматизацию поиска элементов конструкции.

2 Разработана структура метаинформации о САД-моделях различных изделий, требуемая для поиска аналогов в базе данных САД-проектов машиностроительного предприятия.

3 Предложен алгоритм автоматизированного поиска аналогов в базе данных САД-проектов на основе онтологического подхода.

### **Литература**

- 1 Тарасов А.Ф., Билык Г.Б., Сагайда П.И., Винников М.А., Короткий С.А. Системные методы в автоматизации проектирования изделий машиностроения. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 240 с.
- 2 Винников М.А., Тарасов С.А., Шаровар Е.А. Поиск аналогов элементов изделий в хранилищах САД-проектов на основе онтологий. //Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск: ДГМА, 2006. – С.63-68.
- 3 Тарасов А.Ф., Винников М.А., Тарасов С.А., Курташ С.В. Методика поиска аналогов в базах объемных моделей изделий, созданных в САД-системах. – Краматорск: ДГМА, 2006.
- 4 RDF/XML Syntax Specification, Dave Beckett (University of Bristol), Brian McBride (Hewlett Packard Labs). <http://www.w3.org/TR/rdf-syntax-grammar>
- 5 SPARQL Query Language for RDF, Eric Prud'hommeaux, W3C; Andy Seaborne, Hewlett-Packard Laboratories, Bristol. <http://www.w3.org/TR/rdf-sparql-query/>
- 6 Клещев С.А., Артемьева И.Л. Математические модели онтологий предметных областей. Часть 1. Существующие подходы к определению понятия «онтология»//Научно-техническая информация, серия 2 «Информационные системы и процессы», 2001. - №2. – С.65-86.
- 7 Жыжырий Е.А., Щербак С.С. Математическое обеспечение систем поиска, основанных на онтологиях [http://shcherbak.net/mat\\_obez/](http://shcherbak.net/mat_obez/).

УДК 621.43

**Варбанец Р.А., Морозов А.И.**

ОНМА, м. Одеса, Україна

## **ПРИМЕНЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ B-СПЛАЙН ФИЛЬТРАЦИИ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ДИСКРЕТНЫХ ДАННЫХ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ**

*System of optimal B-spline data filtering for working process of internal combustion ship engines is presented. The system suppresses noises, provides compression and input data differentiation. Comparative analysis of determining fuel combustion start phase by direct sequential input data differentiation methodology and data processed by 4-th order optimal B-spline filtering system is done.*

Кроме подавления шумов и компрессии данных в общей задаче мониторинга и технической диагностики судовых дизелей внутреннего сгорания (СДВС) одной из наиболее актуальных является проблема синхронизации данных. В известной научно-технической литературе [1,2,3] не уделялось должного внимания задаче точного определения фазы начала сгорания топлива  $\varphi_{PC'}$ , являющейся частью общей задачи синхронизации. Производилась лишь оценка погрешности синхронизации данных рабочего процесса и ее влияние на точность расчета основных индикаторных параметров. В статье [4] предложен метод определения  $\varphi_{PC'}$ , который не учитывает влияния шумов в реальных дискретных данных, полученных при индицировании СДВС.

В [4] показано, что определение  $\varphi_{PC'}$  при анализе данных, полученных в результате математического моделирования рабочего процесса, может быть выполнено путем последовательного дифференцирования функции  $P(\varphi)$  - зависимости давления внутри цилиндра ДВС от угла поворота коленчатого вала. Координаты максимумов производных 2, 3, 4-й степени приближаются к искомой фазе  $\varphi_{PC'}$ . Абсолютная погрешность определения  $\varphi_{PC'}$  для производных 3-ей и 4-ой степеней уже в большинстве случаев не превышает значения интервала дискретизации данных. Однако, для реальных дискретных данных, полученных с помощью аналогово-цифрового преобразователя (АЦП) системы мониторинга рабочего процесса ДВС, определение угла  $\varphi_{PC'}$  усложняется из-за присутствия в данных шумов преобразования, погрешности дискретизации и квантования.

Проблема, которая решается в данной статье, заключается в подавлении шумов, присутствующих в реальных данных и последующего определения угла начала самовоспламенения топлива  $\varphi_{Pc}$  с минимально возможной фазовой погрешностью (в пределах шага дискретизации данных).

Как было показано в [5], оптимальная B-сплайн фильтрация кроме подавления шумов осуществляет компрессию данных, и на базе нее можно реализовать корректное дифференцирование отфильтрованного сигнала [6], [7].

Целью данной статьи является моделирование системы оптимальной B-сплайн фильтрации.

Для решения поставленной задачи нами была разработана схема оптимальной B-сплайн фильтрации 4-ой степени с вычислением производных входного сигнала до 3-ей степени включительно (см. рис.1).

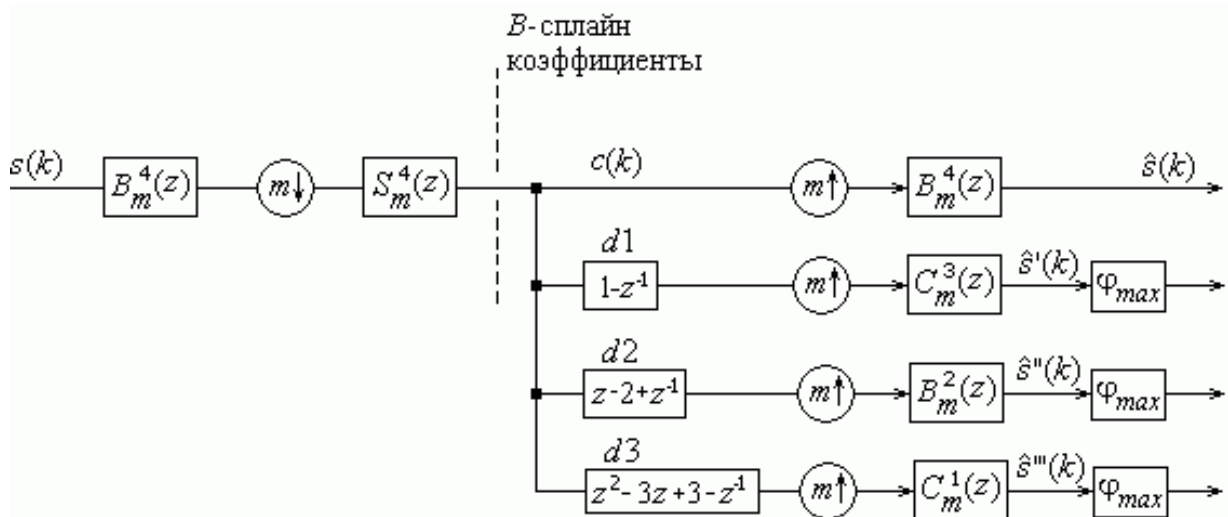


Рисунок 1 – Схема оптимальной B-сплайн фильтрации с одновременным вычислением производных до 3-ей степени включительно и определением угла  $\varphi_{Pc}$ :

$s(k)$  - дискретный входной сигнал;  $m \downarrow, m \uparrow$  - оператор понижения/повышения частоты дискретизации в  $m$  раз;  $B_m^n(z)$  - передаточная функция фильтра степени  $n$ , выполняющего обратное B-сплайн преобразование;  $C_m^n(z)$  - передаточная функция фильтра степени  $n$ , выполняющего обратное B-сплайн преобразование, со смещенной импульсной характеристикой;  $S_m^4(z)$  - передаточная функция оптимального B-сплайн фильтра 4-ой степени;  $d1, d2, d3$  - блоки вычисления n-ой производной входного сигнала по его B-сплайн коэффициентам с соответствующими передаточными функциями;  $s(k), \mathcal{E}(k), \mathcal{E}'(k), \mathcal{E}''(k)$  - дискретный выходной сигнал и его производные до 3-ей степени включительно;  $\varphi_{max}$  - блок определения координаты максимума  $n$ -ой производной

К особенностям работы приведенной на рис.1 системы фильтрации следует отнести вычисление производных по  $B$ -сплайн коэффициентам на выходе оптимального фильтра одновременно с вычислением выходного сигнала. Это дает выигрыш в быстродействии таких систем по сравнению с системами, в которых производные вычисляются по отсчетам выходного сигнала. Кроме того, производные выходного сигнала являются сплайн-функциями степени  $n-k$ , где  $n$  – степень оптимального  $B$ -сплайн фильтра,  $k$  – степень производной. Для того, чтобы найти максимум  $k$ -ой производной, необходимо, чтобы  $n - k > 0$ . При  $n - k = 0$  сигнал на выходе дифференцирующего фильтра является кусочно-постоянной функцией с как минимум двумя максимальными значениями. Задержка выходного сигнала вносится только входным фильтром с передаточной функцией  $B_m^4(z)$  и равна его порядку, что принципиально для правильной синхронизации отфильтрованных сигналов.

В [5] компрессия таких систем оценивалась как отношение объема памяти, выделяемой для хранения исходных данных, к объему памяти, в которую записываются  $B$ -сплайн коэффициенты. Коэффициент компрессии равен :  $K = m/2$ .

Авторами были проанализированы результаты работы системы оптимальной  $B$ -сплайн фильтрации для нескольких значений коэффициента компрессии  $K$ . Минимальная погрешность определения угла  $\varphi_{Pc}$  была получена для  $K = 1.5$  и  $2$ .

На рис. 2 приведены результаты непосредственного дифференцирования реальных данных  $P(\varphi)$  для нескольких, заранее известных углов  $\varphi_{Pc}$ . Очевидно, что погрешность непосредственного определения угла  $\varphi_{Pc}$  этим методом для производных 3, 4-ой степени очень велика. Это объясняется наличием в дискретных данных аппаратных шумов и шумов квантования АЦП.

На рис.3 приведены результаты обработки входного сигнала  $P(\varphi)$  системой оптимальной  $B$ -сплайн фильтрации 4-ой степени в соответствии с рис.1 для коэффициента компрессии  $K=2$ , для тех же углов  $\varphi_{Pc}$ , что и в предыдущем случае.

На рис.4 приведен график зависимости абсолютной погрешности фазы начала сгорания топлива от степени производной методом непосредственного дифференцирования, и по отфильтрованным исходным данным. Абсолютная погрешность была вычислена по следующей формуле:

$$\Delta = \left| \varphi_{\max} \frac{dP}{d\varphi} - \varphi_{Pc'} \right|.$$

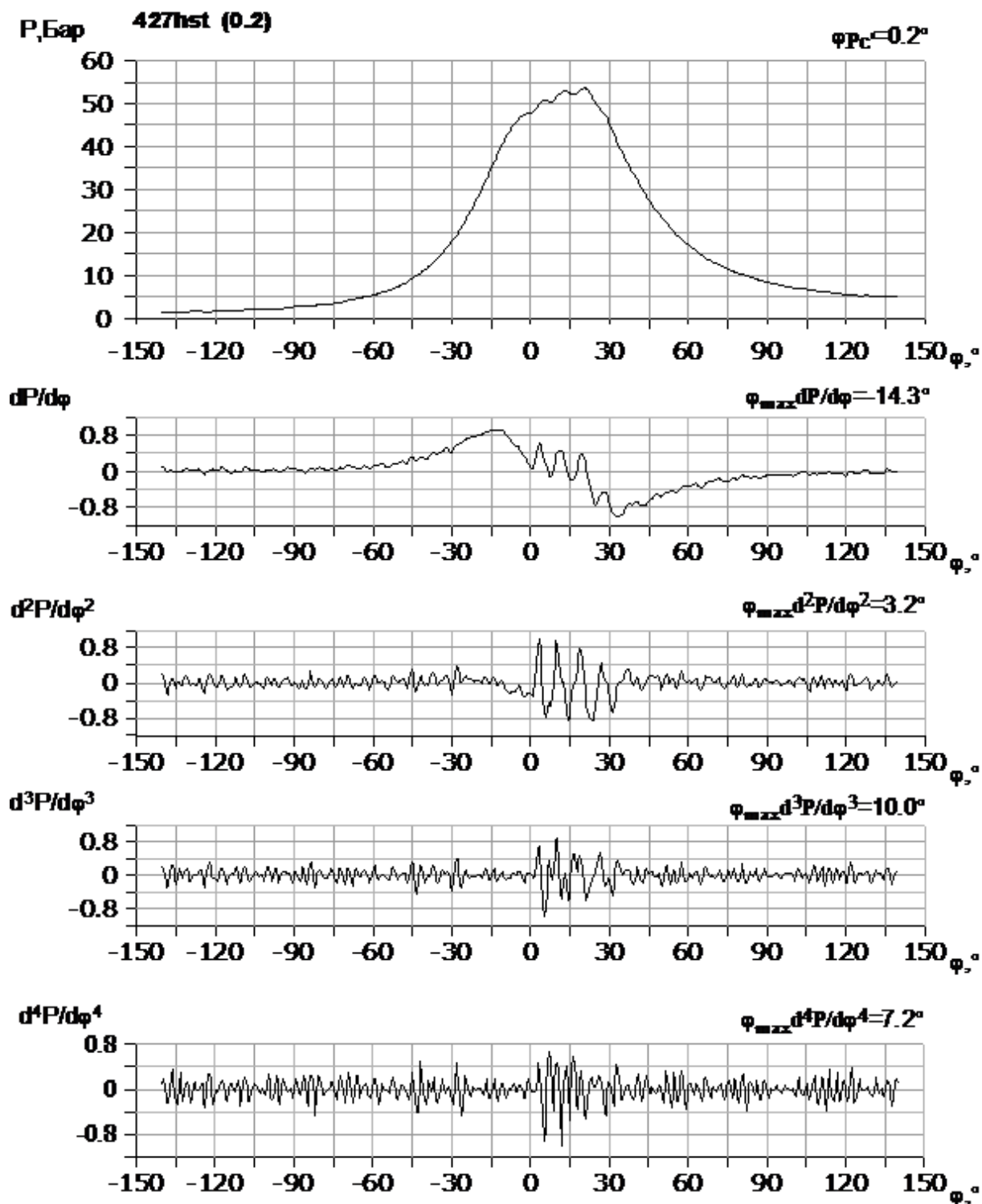


Рисунок 2 – Непосредственное дифференцирование функции  $P(\varphi)$  для определения фазы начала сгорания топлива  $\varphi_{Pc'} = 0.2^\circ$



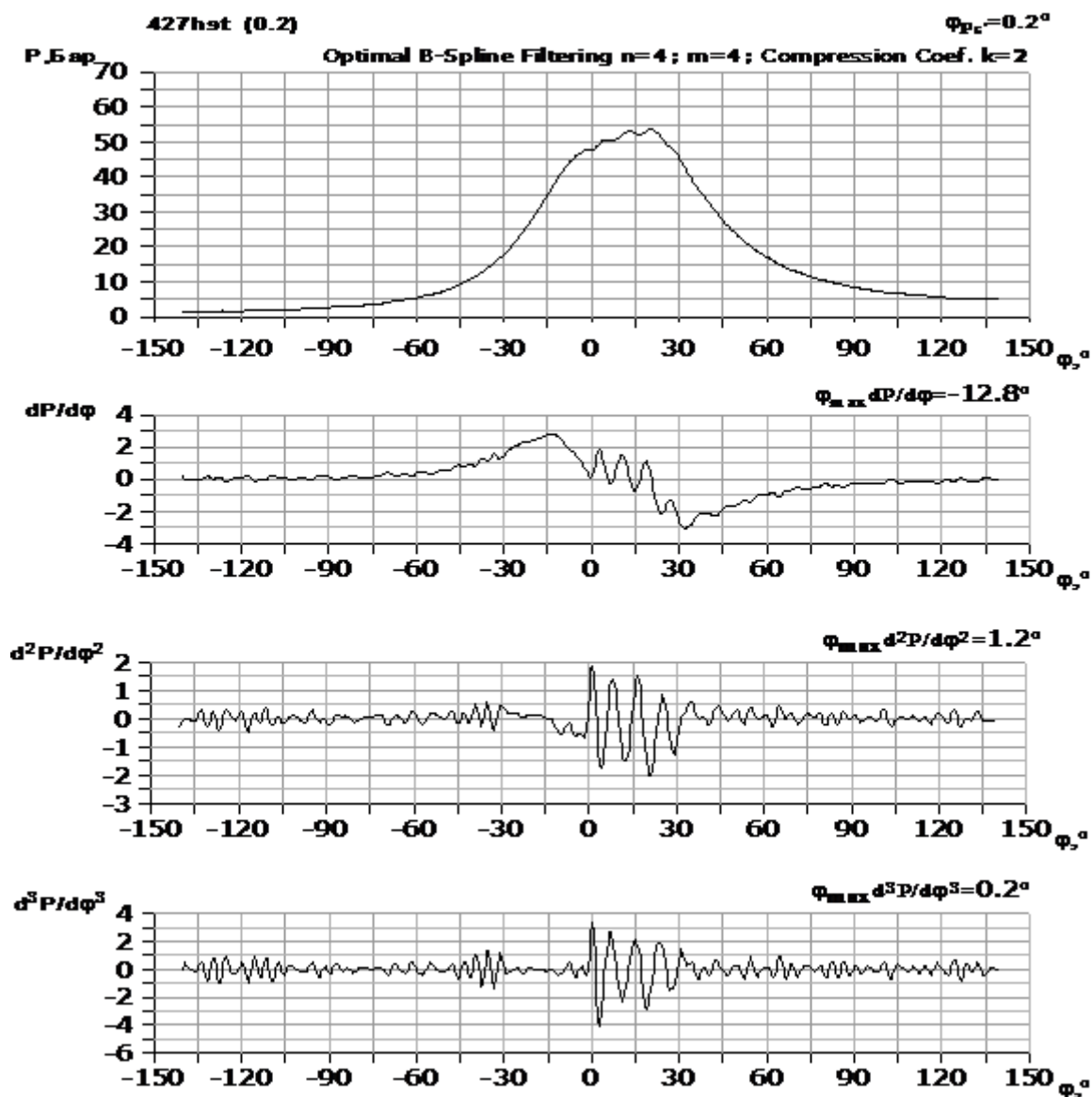


Рисунок 3 – Результати обробки функції  $P(\varphi)$  оптимальної В-сплайн системою 4-ої степені з  $K = 2$  для визначення фази початку згорання палива  $\varphi_{Pc} = 0.2^\circ$

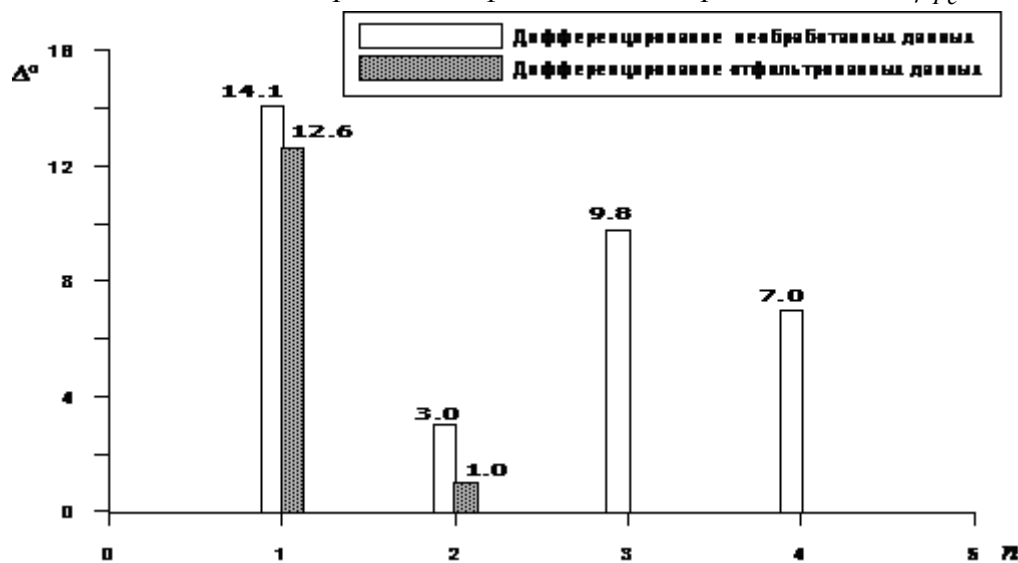


Рисунок 4 – Абсолютна погрешність визначення фази початку згорання палива

### ***Выводы и перспективы дальнейших исследований***

Первичной задачей синхронизации в системах мониторинга СДВС является определение фазы начала сгорания топлива  $\varphi_{PC}$ . В реальных данных из-за наличия шумов преобразования, погрешности дискретизации и квантования АЦП применение непосредственного дифференцирования функции  $P(\varphi)$  ограничивается, в лучшем случае, 2-ой производной.

Методы оптимальной цифровой  $B$ -сплайн фильтрации позволяют, кроме компрессии и подавления шумов, организовать корректное дифференцирование отфильтрованного сигнала и определять  $\varphi_{PC}$  с большей точностью. Возникающая при этом абсолютная ошибка не превышает значение интервала дискретизации исходных данных.

При работе с производными 3-ей степени, что вполне достаточно для приемлемой точности определения угла  $\varphi_{PC}$ , необходимо использовать оптимальные  $B$ -сплайн фильтры не ниже 4-ой степени.

После обработки исходных дискретных данных  $P(\varphi)$  оптимальным  $B$ -сплайн фильтром 4-ой степени с  $K=2$  возможен анализ производных до третьей степени. Координата максимума на второй производной  $\frac{d^2 P}{d\varphi^2}$  в большинстве случаев определяет фазу  $\varphi_{PC}$  с погрешностью, не превышающей шага дискретизации данных.

Цифровые  $B$ -сплайн фильтры 4-ой степени для  $K=1.5$  и 2 имеют относительно небольшие порядки и просты в реализации.

В дальнейшем предполагается применить оптимальные  $B$ -сплайн системы фильтрации для определения ряда других важных параметров рабочего процесса, таких как среднее индикаторное давление, индикаторная мощность и т.д., а также синтезировать системы более высоких степеней с большими коэффициентами компрессии. Также необходимо провести анализ погрешности расчета параметров рабочего процесса при увеличении степени компрессии данных.

#### **Литература**

- 1 Emiliano Pipitone. The Experimental Validation of a New Thermodynamic Method for TDC Determination. Document Number: 2007-24-0052/ SAE 2008 World Congress, Detroit, Michigan.
- 2 A. Hribenic. Statistical Determination of Correlation Between Pressure and Crankshaft Angle During Indication of Combustion Engines. SAE Paper №982541.
- 3 M. J. Stas. Thermodynamic Determination of T.D.C. in Piston Combustion Engines. SAE Paper №960610.
- 4 Варбанец Р.А. Синхронизация данных при индицировании СДВС// Збірник наукових праць. Вип. 2(8), - Севастополь: Севастопольський ВМІ ім. П.С. Нахімова, 2005. – С.255-258.
- 5 Морозов А.И., Варбанец Р.А. Дискретные В-сплайн фильтры в системах мониторинга рабочего процесса судовых дизелей// Автоматизация судовых технических средств: научно-технический сборник – 2007.-Вып. 12. – Одесса: ОНМА. – С.86-94.
- 6 M.Unser. Splines: A perfect fit for signal and image processing// IEEE Signal Processing Magazine.-1999.-Vol.16.-NO.6.-P. 22-38.
- 7 M.Unser, A.Aldroubi, M. Eden. B-Spline Signal Processig: Part I – Theory //IEEE Transaction Signal Processing.-1993.- Vol.41 –February.-PP.821-833.

УДК 621.7.548.0 (075.8)

**Чередниченко С.П.**

ВНУ им. В.Даля, г.Луганск, Украина

**АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ КПД ДВИГАТЕЛЯ,  
РАБОТАЮЩЕГО НА ПРОЦЕССЕ ПОЛИМОРФНОГО  
ПРЕВРАЩЕНИЯ  $\beta$ -ОЛОВА ПРИ ПЕРЕХОДЕ В  $\gamma$ -ОЛОВО***The analytical computations of efficiency of engine drive, working at the polymorphic transformation of  $\beta$ -tin into  $\gamma$ -tin are described.***Введение**

Белое  $\beta$ -олово при полиморфном превращении в  $\gamma$ -олово в результате нагрева увеличивается в объеме на  $\approx 12\%$ , его можно применять как рабочую «высоковязкую подвижную жидкость» в гидроцилиндрах «импульсно-прессовых машин» нового поколения [1]. Энергетика полиморфного превращения в  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово недостаточно исследована.

**Обзор литературы**

Олово при полиморфных превращениях, являющихся фазовыми переходами 1-го рода, при которых происходит выделение или поглощение тепла и скачком меняется внутренняя энергия и энтропия, а также физические свойства, зависящие от расположения атомов в структуре, имеет следующие физические свойства [2], приведенные в таблице 1.

Таблица 1 – Основные физические свойства  $\beta$ - и  $\gamma$ -модификаций олова

Полиморфная модификация	$\beta$ -олово	$\gamma$ -олово
Температурный интервал существования, К	286.3-446.1	446.1-505
Плотность г/см	7.295	6.52
Удельная теплоемкость Дж·К/ г	0.2234	0.2234

В связи с тем, что белое  $\beta$ -олово является одним из самых мягких металлов, с  $\sigma_T \approx 12$  МПа его можно принять как "высоковязкую подвижную жидкость", которую можно разместить в закрытом гидроцилиндре с поршнем, изготовленным из высокопрочных металлических сплавов с  $\sigma_T$  больше 1.7 ГПа, и при нагреве  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово эта "высоковязкая жидкость" увеличится в объеме на 12 процентов и, в свою очередь, переместит поршень.

При сопоставлении энергетических затрат полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с энергетикой кристаллизации оксида водорода, влекущее за собой 9% увеличение

объема, показано, что энергетические затраты полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с  $\Delta t$  равной 5К до температурной точки перехода, влекущего за собой  $\approx 12\%$  увеличение объема, в 43.3 раза ниже энергетических затрат, необходимых на фазовый переход оксида водорода из жидкого состояния в кристаллическое с  $\Delta t$  равной 5К до температурной точки перехода, влекущего за собой  $\approx 9\%$  увеличение объема [3].

В работе [4] было произведено моделирование термодинамических характеристик полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, определены температурные интервалы существования  $\beta$ -олова и  $\gamma$ -олова и расплава олова, температурные точки полиморфных превращений при переходе  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово и  $\gamma$ -олова в жидкое олово до давлений 1.5 ГПа. Расчетные данные и графическая модель температурного интервала существования  $\beta$ - и  $\gamma$ -олова, а также его расплава от различных удельных давлений приведены на рис. 2.

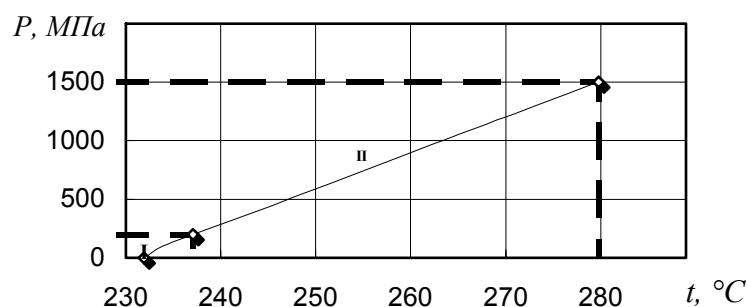


Рисунок 2 – Изменение температуры плавления олова в зависимости от давления:

I – изученная область зависимости;

II – предполагаемая (расчетная) область зависимости

В работе [5] был произведен расчет отношения выделившейся энергии к затраченной при полцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, приняв условно объем  $\beta$ -олова в гидроцилиндре  $0,01 \text{ м}^3$ , длиной 1 м, площадью  $0,01 \text{ м}^2$  при полиморфном превращении в  $\gamma$ -олово, в результате нагрева объем увеличится на 11,89%, то есть увеличится в длине и переместит поршень на 0,1189 м, и взяв температуру  $\beta$ -олова на 5К ниже температуры фазового перехода в  $\gamma$ -олово, в результате расчетов имеем следующие значения энергетических затрат на чистое полиморфное превращение, которые сведены в таблице 3, и на совершенную работу «высоковязкой подвижной жидкостью», которые сведены в таблице 4 до развития удельных давлений 1,5 ГПа на поршень.

Таблица 3 – Расчетные данные энергетических затрат на полиморфное превращение  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово от различных удельных давлений

Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
Затраченная энергия, кДж	81,49	113,9	167,5	327,9	595,2	862,4

Таблица 4 – Расчетные данные совершенной работы в результате полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово при различных давлениях

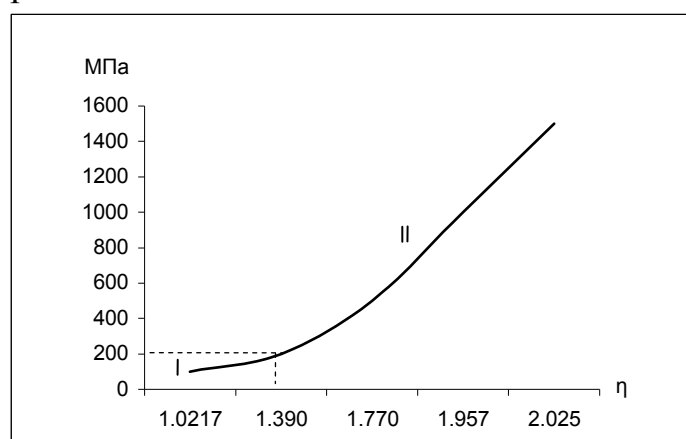
Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
Совершенная работа поршнем (выделившаяся энергия), кДж	0.12	116.4	232.9	582.3	1164	1747

Сопоставляя расчетные данные энергетических затрат на полиморфное превращение  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово в соотношении с расчетными данными совершенной работы поршнем гидроцилиндра в результате полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях, имеем значения отношения выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, которые сведены в таблице 5.

Таблица 5 – Расчетные значения отношения выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях ( $\eta$ )

Уд. давление на поршень, МПа	0.1	100	200	500	1000	1500
Затраченная энергия, кДж	81.49	113.9	167.5	328.9	595.2	862.4
Совершенная работа, кДж	0.12	116.4	232.9	582.3	1165	1747
$\eta$	0.001	1.022	1.390	1.770	1.957	2.025

Из этих данных видно, что отношение выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово растет в зависимости от роста удельных давлений на поршень, что показано на рис.3.

Рисунок 3 – Изменение отношения выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово в зависимости от давления ( $\eta$ ):

I – изученная область зависимости; II- предполагаемая (расчетная) область зависимости

Видно anomalно высокое отношение выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова

в  $\gamma$ -олово. В нашем случае имеем выделившуюся скрытую внутреннюю энергию, которая выделяется при превращении  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, в результате нагрева. Эта же энергия была затрачена при полиморфном превращении  $\gamma$ -олова в  $\beta$ -олово в результате охлаждения.

Такие явления наблюдаются в случае с углеродом, когда углерод с гранецентрированной кубической структурой (алмаз) при полиморфном превращении в углерод с гексагональной структурой (графит) в результате нагрева увеличивается в объеме на  $\approx 50\%$ , и при этом выделяет скрытую внутреннюю энергию, которая была затрачена при полиморфном превращении углерода с гексагональной структурой (графита) в углерод с гранецентрированной кубической структурой (алмаз) в результате действия высоких давлений  $>10$  ГПа при тектонических воздействиях в земной коре или искусственной синтезе.

В нашем случае температурная точка полиморфного превращения  $\gamma$ -олова в  $\beta$ -олово при нормальном атмосферном давлении равна 446,1 К, что является выше нормальной температуры окружающей среды, равной 293,1 К, и мы будем забирать на охлаждение энергию у окружающей среды планеты, а не затрачивать энергию, производимую человеком.

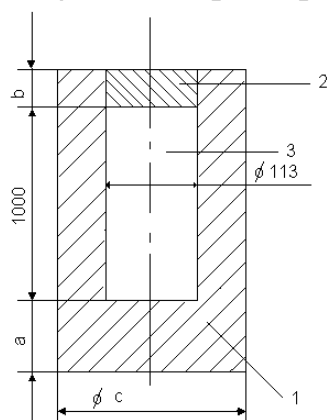


Рисунок 4 – Гидроцилиндр  
1 – Корпус; 2 – Поршень;  
3 – Рабочая среда ( $\beta$ -олово)

В работе [6] был произведен расчет отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. Поэтому, в гидроцилиндре необходимо учесть и энергию на нагрев самого гидроцилиндра, его корпуса и поршня. Из учета что корпус и поршень будут изготовлены из высокопрочной

теплостойкой стали с  $\sigma_T > 1,7$  ГПа и  $Q_k > 600$  К, в результате расчетов имеем гидроцилиндр, показанный на рис. 4, развивающий удельные давления до 1,5 ГПа с различными геометрическими параметрами корпуса, исходя из условия прочности, которые приведены в таблице 6.

Таблица 6 – Расчетные данные геометрических параметров цилиндра от различных удельных давлений

Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
a, мм	4	4	8	20	35	50
b, мм	130	130	130	130	130	130
$\phi$ c, мм	120	120	127	147	179	213
Сум. масса корпуса и поршня, кг	11,9	11,9	23,0	58,6	127,3	216,5

Взяв, как и ранее, температуру корпуса с поршнем на 5 К ниже температуры фазового перехода  $\beta$ -олова в  $\gamma$ -олово, имеем следующие

значения энергетических затрат на нагрев, которые сведены в таблице 7.

Таблица 7 – Расчетные данные энергетических затрат на нагрев корпуса с поршнем от различных удельных давлений

Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
Затраченная энергия, кДж	31	44	125	621	2450	6039

Сопоставляя суммарные расчетные данные, имеем значения отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе цилиндра работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, которые сведены в таблице 8.

Таблица 8 – Расчетные данные отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях ( $q$ )

Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
$q$	0,001	0,73	0,79	0,61	0,382	0,253

Из этих данных видно, что отношение выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях имеет наибольшее значение при  $P=200$ МПа, зависимость роста и падения значения отношения в зависимости от удельных давлений на поршень показана на рис. 5.

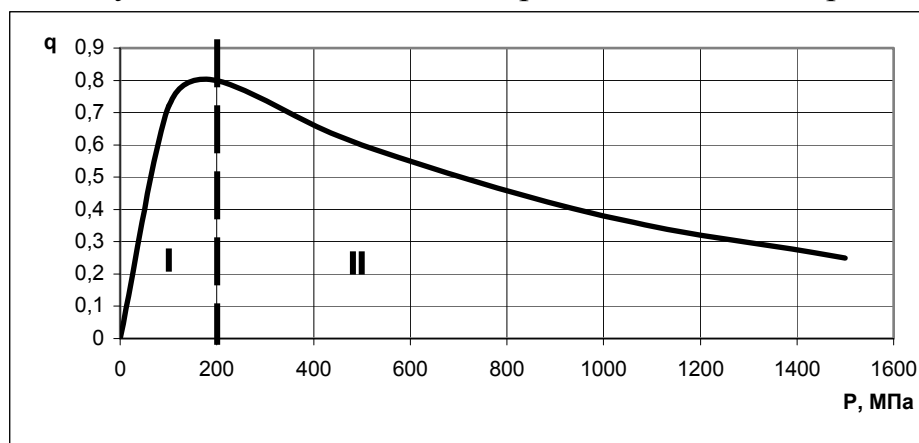


Рисунок 5 – Изменение отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово в зависимости от давления ( $q$ );

I – изученная область зависимости; II – предполагаемая (расчетная) область зависимости

В работе [7] был произведен расчет КПД гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе  $\gamma$ -олово.

При холостом (обратном) ходе поршня гидроцилиндра нести энергетические затраты на охлаждение для полиморфного превращения  $\gamma$ -

олова в  $\beta$ -олово нет необходимости. Но при переходе  $\gamma$ -олова з геометрическими размерами цилиндра  $\varnothing 113$  мм и  $H=1119$  мм в результате охлаждения в  $\beta$ -олово будем иметь первоначальный объем  $0,01$  м<sup>3</sup> и геометрические размеры цилиндра  $\beta$ -олова  $\varnothing 108,8$  мм и  $H=1075$  мм. Для достижения первоначальных геометрических параметров цилиндра  $\beta$ -олова необходимо понести энергетические затраты на работу по его осадке на  $75$  мм. В результате расчета энергетические затраты на достижение первоначальных геометрических размеров цилиндра  $\beta$ -олова  $\varnothing 113$  мм и  $H=1000$  мм составляют  $14,715$  кДж.

Сопоставляя суммарные расчетные данные, имеем значения КПД гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, которые сведены в таблицу 9.

Таблица 9 – Расчетные данные КПД гидроцилиндра работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях

Уд. давление на поршень, МПа	0,1	100	200	500	1000	1500
КПД, %	0,09	67,4	75,8	60,3	38,0	25,0

Зависимость роста и падения КПД в зависимости от удельных давлений на поршень показана на рис.6.

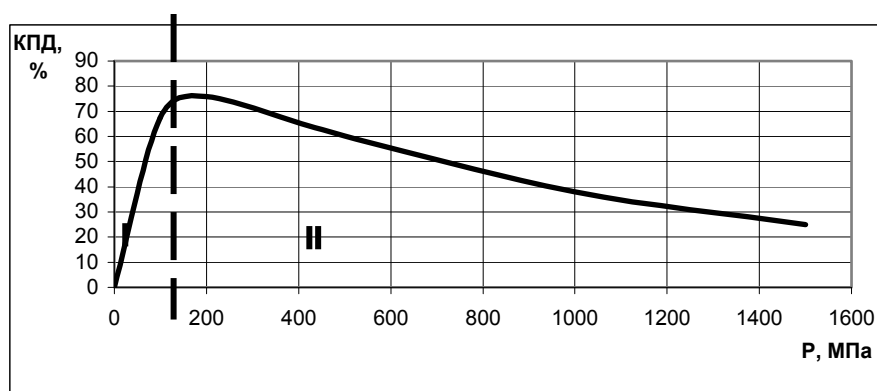


Рисунок 6 – Изменение КПД гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово в зависимости от давления  
I – изученная область зависимости; II – предполагаемая область зависимости

### ***Цель работы***

Целью работы является аналитический расчет КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово.

### ***Материал исследований***

Приняв гидроцилиндр за рабочую часть двигателя возвратно-поступательного движения, работающую на процессе полиморфного



превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, его нагрев будем осуществлять через индуктор токами высокой частоты, необходимой для нагрева рабочей среды гидроцилиндра – олова. Охлаждение увеличившейся в объеме рабочей среды –  $\gamma$ -олова будет осуществляться водой через оборотный цикл, которая, в свою очередь, будет охлаждаться за счет перепада температур окружающей среды в градирне. Возврат уменьшившейся в объеме рабочей среды –  $\beta$ -олова в исходные геометрические размеры будет осуществляться предварительно сжатой пружиной при рабочем ходе поршня гидроцилиндра на величину энергии, указанную в работе [7].

Компоновка двигателя, работающего на полиморфном превращении  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, в данной работе не рассмотрена.

При оптимально подобранной частоте для нагрева олова, коэффициент полезного действия нагрева токами высокой частоты достигает 86%, коэффициент полезного действия пружины – 98%.

### *Результаты исследований*

Сопоставляя суммарные расчетные данные, имеем значения КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, которые сведены в таблицу 10.

Таблица 10 – Расчетные данные КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при различных удельных давлениях

Уд. давление на поршень,	0			1	1
КПД, %	0			3	2

Зависимость роста и падения КПД двигателя в зависимости от удельных давлений на поршень показана на рис.7.



Рисунок 7 – Изменение КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово в зависимости от удельных давлений I – изученная область зависимости; II – предполагаемая (расчетная) область зависимости

### **Выводы**

1 Расчетные данные КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово, при различных удельных давлениях показывают, что наибольшее значение отношения наблюдается при  $P \approx 200 \text{ МПа}$  и достигает 63,9%, а при дальнейшем росте удельных давлений уменьшается и при  $P = 1.5 \text{ ГПа}$  составляет 21,1%.

2 Расчеты показывают, что самым экономичным будет двигатель, работающий на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово при удельных давлениях 200 МПа и его можно будет использовать как рабочий орган в «импульсно-прессовых машинах» нового поколения, например, в протяжных станках, которые будут сверхэкономичными за счет выделения скрытой внутренней энергии, затраченной при предыдущем полиморфном превращении  $\gamma$ -олова в  $\beta$ -олово в результате охлаждения.

### **Литература**

- 1 Чередниченко С.П. Теоретическое обоснование основных направлений применения энергии полиморфного превращения олова в процессах обработки давлением //Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2004. – С. 120-124.
- 2 Химический энциклопедический словарь. / Гл. ред. И. Л. Куняц М.: Сов. Энциклопедия, 1983. 792с.
- 3 Чередниченко С.П. Сопоставление энергетических затрат полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово с энергией перехода. – Вісн. Східноукр. нац. ун-ту ім. В. Даля, №7(89) – Луганськ, 2005. – С. 240-243.
- 4 Чередниченко С.П. Моделирование термодинамических характеристик полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. – Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. //Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2005. – С. 261-265.
- 5 Чередниченко С.П. Аналитический расчет энергетических затрат и отношения выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. – Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля, №6(100). В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ, 2006. – С. 39-43.
- 6 Чередниченко С.П. Моделирование отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. – Збірник наукових праць Національного гірничого університету. Вип. № 24. Видавництво Національного гірничого університету. – м.Дніпропетровськ, 2006. – С. 160-166.
- 7 Чередниченко С.П. Аналитический расчет кпд гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения  $\beta$ -олова при переходе в  $\gamma$ -олово. – Вісник Донбаської державної машинобудівної академії, № 2 (4). – м. Краматорськ, 2006. С. 117-122.

УДК 621.81

**Брошак І.І., Комар Р.В.**

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

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАПОБІЖНОГО ПАТРОНУ**

*The results of the safety holder research are considered. During the increase of surfaces inclination corner of small holes the torsion moment passed the holder grows. The increase of radius of marbles results in more smooth growth of torsion moment size.*

Запобіжні пристрої широко використовуються у сучасному верстатобудуванні через те, що вони призначені для захисту елементів приводів та механізмів металорізального обладнання від дії перевантажень. При небезпечних значеннях крутних моментів чи навантажень вони роз'єднують кінематичний ланцюг привода запобігаючи таким чином руйнуванню робочого інструменту чи поломці привода. На даний час розроблено багато конструкцій запобіжних патронів, які функціонують по принципі запобіжної муфти, проте для підвищення технологічності та компактності пристроїв доцільно комбінувати виконавчі елементи запобіжних пристроїв із основними технологічними пристроями, що впроваджено у розробленій конструкції запобіжного патрона.

Питання розрахунків взаємозалежностей конструктивно-силових параметрів запобіжних пристроїв, їх динаміки і міцності розглянуті у працях Ряховського О.А., Іванова С.С., Малащенко В.О., Гевка Р.Б. [1, 2, 3]. Проте авторами досліджувались безпосередньо запобіжні муфти, а розрахунок запобіжних патронів, по причині особливості застосування, має свої особливості.

Метою досліджень є встановлення впливу конструктивно-силових параметрів розробленого запобіжного патрона на його навантажувальну здатність і момент спрацювання.

Робота виконувалась в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі» на 2002-2008 роки.

Колову силу, що сприймає пара контакту пружина-кулька-лунка, коли деформує пружину переміщається кулька, можна визначити із відповідних рівностей, які описують залежність між коловою силою і силою пружини, а також силу дії пружини [1]. Відповідно колова сила буде рівна

$$P_{\kappa} = \frac{C(\Delta_o + \Delta_n)}{\operatorname{tg}(\alpha - \rho) - f}, \quad (1)$$

де  $C$  – жорсткість пружини;  $\Delta_o$  – попередня деформація (підтиск) пружини;

$\Delta_n$  – поточна деформація пружини;  $\alpha$  – кут між напрямком дії колової сили і нормаллю від точки контакту кульки з поверхнею лунки;  $\rho$  – кут тертя між кулькою і поверхнею лунки;  $f$  – коефіцієнт тертя між кулькою і поверхнею посадочного отвору.

Проте із розрахункової схеми (рис.1) бачимо, що в процесі спрацювання патрона у запобіжному режимі змінними величинами є поточна деформація пружини  $\Delta_n$  і кут між напрямком дії колової сили і нормаллю від точки контакту кульки з поверхнею лунки  $\alpha$ . Ці параметри є взаємопов'язаними, оскільки  $\Delta_n$  рівна деякій величині  $\delta'$ , яка фактично визначає значення поточної деформації пружини в момент спрацювання пристрою у запобіжному режимі, а через  $\delta'$  можна визначити змінне значення кута між напрямком дії колової сили і нормаллю від точки контакту кульки з поверхнею лунки  $\alpha'$ .

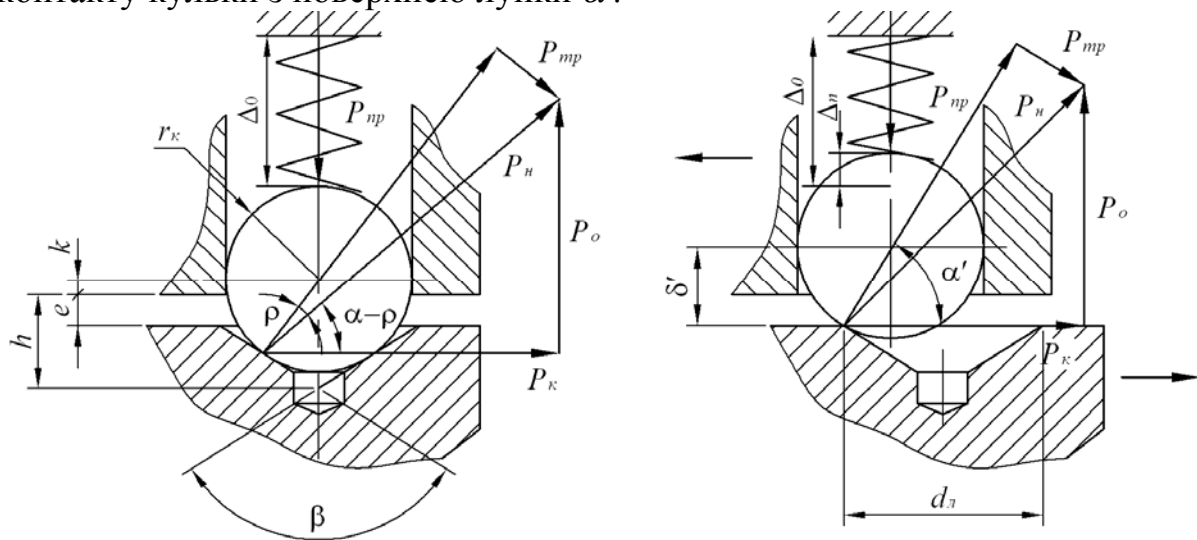


Рисунок 1 – Розрахункова схема для визначення конструктивно-силових параметрів пари контакту запобіжного патрона

Максимальна поточна деформація пружини в момент спрацювання патрона у запобіжному режимі рівна (рис.1)

$$\Delta_{n.max} = \delta' = r_k - (e + k). \quad (2)$$

Для визначення характеру зміни крутного моменту при переміщенні кульок використовуємо наступну розрахункову схему (рис.2). Враховуючи вихід кульок на торцеву поверхню патрона, при розімкненні пар контакту на величину  $\Delta_{n.max}$ , при визначенні зміни крутного моменту при переміщенні кульок по похилій поверхні лунок, залежність для визначення крутного моменту буде мати вигляд

$$T = P_k R = \frac{RC(\Delta_0 + h_n + x)}{\text{tg}(90^\circ - \beta/2 - \rho) - f}, \quad (3)$$

де  $R$  – радіус розміщення кульок.

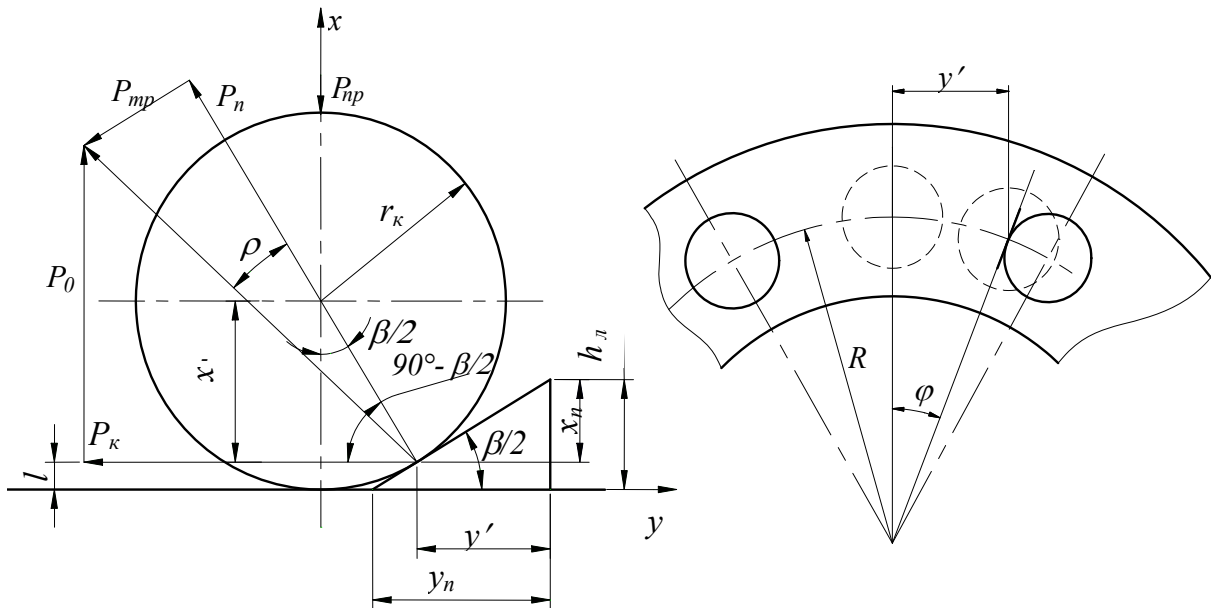


Рисунок 2 – Розрахункова схема для визначення конструктивних параметрів взаємодії кульки з площиною лунки

Для встановлення функціональної залежності величини  $x_n$  від кута відносного провертання півмуфт  $\varphi$  при відомому куті нахилу  $\beta$  поверхні лунки задамось наступним. Оскільки кулька контактує з торцевою поверхнею веденої частини патрона і похилою поверхнею лунки, то визначимо відстань  $l$  від плями контакту кульки з поверхнею лунки в напрямку осі  $x$

$$\cos\left(\frac{\beta}{2}\right) = \frac{x'}{r_k}; \quad x' = r_k \cos\left(\frac{\beta}{2}\right). \quad (4)$$

Відповідно

$$l = r_k - x' = r_k - r_k \cos\left(\frac{\beta}{2}\right) = r_k \left(1 - \cos\left(\frac{\beta}{2}\right)\right). \quad (5)$$

Відносне колове зміщення  $y'$  ведучої і веденої частин патрона

$$\frac{h_l}{h_l \operatorname{ctg}\left(\frac{\beta}{2}\right)} = \frac{r_k \left(1 - \cos\left(\frac{\beta}{2}\right)\right)}{h_l \operatorname{ctg}\left(\frac{\beta}{2}\right) - y'}, \quad (6)$$

звідки

$$y' = \operatorname{ctg}\left(\frac{\beta}{2}\right) \left( h_l - r_k \left(1 - \cos\left(\frac{\beta}{2}\right)\right) \right). \quad (7)$$

Кут  $\varphi$ , при проходженні кульки по поверхні лунки, розраховується за формулою

$$\varphi = \frac{y'}{R}, \quad (8)$$

відповідно  $x_n$  визначається як

$$x_n = \varphi R \operatorname{tg}\left(\frac{\beta}{2}\right). \quad (9)$$

З врахуванням залежності (9) рівність (3) набуде вигляду

$$T = \frac{RC(\Delta_0 + h_l + \varphi R \operatorname{tg}(\beta/2))}{\operatorname{tg}(90^\circ - \beta/2 - \rho) - f}. \quad (10)$$

Максимального значення крутний момент набуває при осьовому переміщенні кульки на величину  $x_n$ . Тоді максимальне значення  $\varphi$  буде рівне

$$\varphi_{\max} = \frac{\operatorname{ctg}(\beta/2)[(h_l - r_k(1 - \cos(\beta/2)))]}{R}. \quad (11)$$

Аналогічна залежність для визначення максимального крутного моменту, який може сприймати даний патрон без переходу у запобіжний режим

$$T_{\max} = \frac{RC[\Delta_0 + h_l + (h_l - r_k(1 - \cos(\beta/2)))]}{\operatorname{ctg}((\beta/2) + \rho) - f}. \quad (12)$$

Максимальне значення кута нахилу поверхні лунки  $T_{\max}$

$$\beta_{\max} = 2 \arccos\left(\frac{h_l}{r_k}\right). \quad (13)$$

Діаметр лунки можна визначити з умови

$$r_l^2 = r_k^2 - (r_k^2 - h_l^2), \quad (14)$$

звідки

$$r_l = \sqrt{2r_k h_l - h_l^2}. \quad (15)$$

Для проведення аналізу впливу конструктивних параметрів на характер і зміни крутного моменту  $T$ , при змінних значеннях кута нахилу лунки, було проведено розрахунок залежності (12). На основі результатів розрахунків побудовані графічні залежності крутного моменту  $T=f(\beta)$  при змінних значеннях радіуса кульки  $r_k$  (рис.3).

З даних графічних залежностей можна зробити висновок, що при збільшенні кута нахилу поверхонь лунок  $\beta$  крутний момент  $T$  зростає. Причому збільшення радіуса кульок  $r_k$  призводить до більш плавного зростання величини крутного моменту.

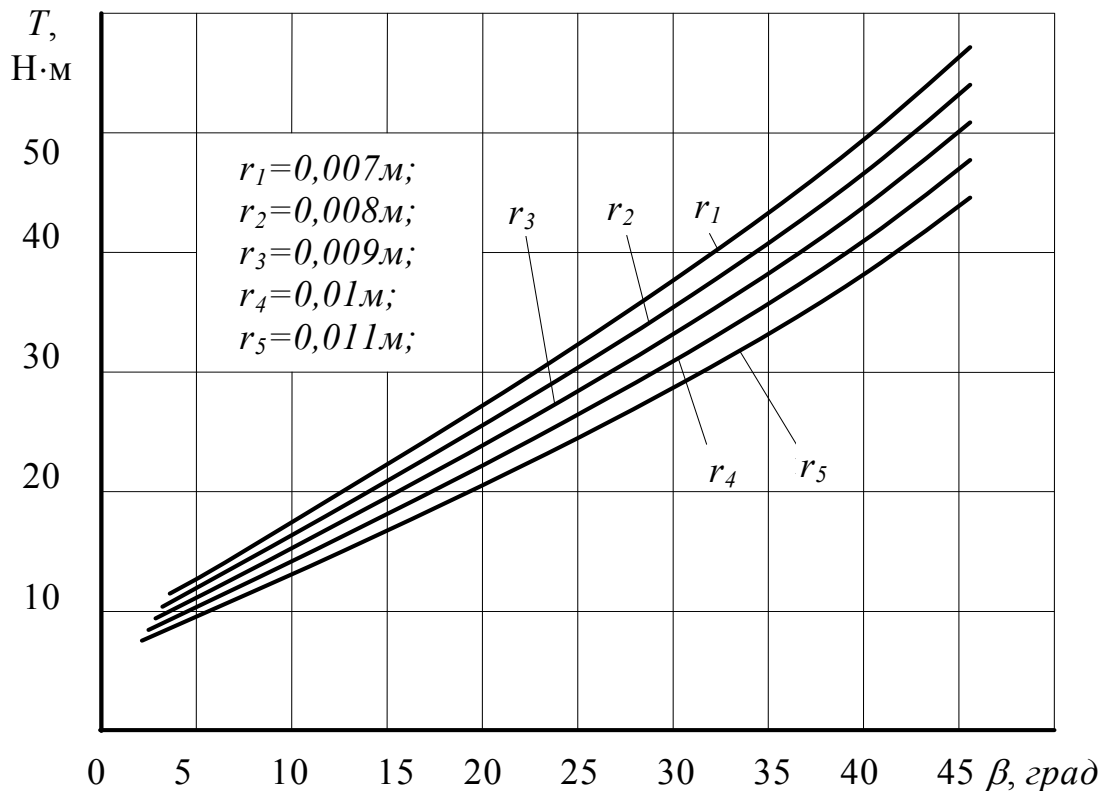


Рисунок 3 – Залежність зміни крутного моменту від кута нахилу поверхонь лунки при змінних значеннях радіуса кульки

З точки зору силового розрахунку, а також мінізації динамічних навантажень на елементи приводу в процесі спрацювання у запобіжному режимі доцільним є збільшення величини кута  $\beta$  нахилу поверхонь лунок. Однак вибір його раціональних значень можна провести лише після попередніх динамічних розрахунків і експериментальних досліджень.

### **Висновки**

З проведених досліджень можна зробити висновок, що при збільшенні кута нахилу поверхонь лунок крутний момент, що передається патроном, зростає. Причому збільшення радіуса кульок призводить до більш плавного зростання величини крутного моменту.

### **Література**

- 1 Ряховский О.А., Иванов С.С. Справочник по муфтам. - Л.: Политехника, 1991. – 384 с.
- 2 Малащенко В.О. Муфти приводів. Конструкції та приклади розрахунку. Навчальний посібник - Львів: Видавництво Національного університету «Львівська політехніка», 2006. – 196 с.
- 3 Гевко Р.Б. Разработка конструкций и определение функционально-эксплуатационных характеристик шариковых предохранительных муфт: Дис. канд. тех. наук: 05.02.02 – Львов, 1990. – 180 с.

УДК 004.032.26

**Гитис В.Б.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОРГАНИЗАЦИИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ХОЗЯЙСТВА ПРЕДПРИЯТИЙ НА ОСНОВЕ НЕЙРОСЕТЕВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ**

*The basic methods of a setting of need in the tool are considered and the opportunity of application of the device of neural networks modeling in range of planning and organization of tool facilities of the enterprise is investigated.*

### ***Постановка проблемы***

Уровень организации системы планирования потребности в инструменте и оснастке существенно влияет на эффективность основного производства. Затраты на технологическую оснастку в массовом производстве достигают 25-30% стоимости оборудования, в крупносерийном – 10-15%, в мелкосерийном и единичном – около 5%. Доля затрат на оснастку в себестоимости продукции составляет соответственно: 1,5-4%, 4-8%, 8-15% и выше. Величина оборотных средств, вложенных в инструменты (оснащение), может колебаться от 15 до 40% общей стоимости оборотных средств предприятия [1].

Для обеспечения производственного процесса необходима бесперебойная поставка инструментов на рабочие места. Данную проблему можно решить за счёт создания резервных запасов инструмента в процессе его планирования. Однако это ведёт к росту затрат на хранение инструмента, а также к «омертвлению» денежных средств. В то же время полный или частичный отказ от системы «на склад» может привести к нехватке определённого инструмента, что в свою очередь приведёт к простоям оборудования и, в конечном счёте, к срыву сроков выполнения заказа.

С развитием науки, усложнением конструкций изделий, повышением требований к их точности, качеству и техническому уровню, особенно при подготовке и освоении новой продукции, значение инструментального хозяйства возрастает. Оснащение рабочих мест, участков и цехов режущим, измерительным и другим инструментом оказывает существенное влияние на ритмичность производства, степень использования оборудования, качество и себестоимость продукции. При этом одной из основных задач предприятий по организации инструментального хозяйства становится планирование потребности в инструменте и оптимизация данного процесса. Эта задача решается на всех предприятиях независимо от особенностей производства, но особенно



актуальна для підприємств з мелкосерийним і єдиничним типом виробництва, для яких характерна широка номенклатурою застосованого інструмента.

### *Аналіз останніх досліджень і публікацій*

В даний час процес планування потреби в інструменті на більшості підприємств включає наступні етапи:

- 1 Визначення кількості інструментів для реалізації виробничої програми;
- 2 Розрахунок запасів інструмента;
- 3 Встановлення ліміту витрат інструментів для цехів.

Основою для визначення потреби в інструменті є встановлення планових норм витрат інструмента.

Відрізняють наступні основні методи розрахунку норм витрат інструмента [2]:

- 1 Статистичний метод, заснований на аналізі звітних даних про фактичні витрати інструмента за рік або декілька років. При використанні цього методу допускаються суттєві похибки, тому він може застосовуватися лише в єдиничному і мелкосерийному виробництві і для розрахунку інструмента, по якому важко встановити термін служби (наприклад, слесарно-ремонтний);

- 2 Розрахунково-технічні методи. Вони є найбільш поширеними і діляться на точні і укрупнені методи. Точні методи дозволяють розрахувати норматив витрат інструмента даного типорозміру на 1000 деталей і застосовуються в масовому і крупносерийному виробництві. В єдиничному і мелкосерийному виробництві, в зв'язі з широкою номенклатурою виготовлюваної продукції, а, зокрема, і з її унікальністю, неможливо як в масовому виробництві встановити норму витрат інструмента на конкретну деталь. В даному випадку норми встановлюються укрупнено на визначений обсяг роботи даного обладнання (наприклад, на 1000 год-годин).

Тем не менше, незважаючи на відносно високу точність розрахунку норм витрат інструмента, розрахунково-технічні методи мають суттєвий недолік: їх розрахунок неможливий без конструкторської і технологічної підготовки виробництва. При цьому слід відзначити, що планування виробництва і його підготовка вимагають інформації про необхідну для виробничого процесу номенклатуру інструмента і його кількість. Тому для скорочення часу на підготовку виробництва і підвищення ефективності його планування необхідно скоротити терміни розрахунку потреб в інструменті.

### ***Цель научной статьи***

Основной целью данной статьи является исследование возможности применения нейросетевых технологий для совершенствования процесса планирования потребности в инструменте и оснастке для предприятий единичного и мелкосерийного производства.

### ***Результаты исследований***

Для решения указанных проблем предлагается применение аппарата нейросетевого моделирования. Нейронные сети имеют ряд преимуществ, которые можно использовать для повышения эффективности планирования потребности в инструменте для предприятий единичного или мелкосерийного производства:

- 1 Большая гибкость базовых функций нейросетей, связанная с адаптацией к входным данным;
- 2 Высокая параллельность и синхронность выполняемых операций на нейронных сетях;
- 3 Инвариантность методов синтеза нейронных сетей от размерности пространства признаков;
- 4 Отображение сложности решаемой задачи в сложности нейронной сети, используемой для решения конкретной задачи. При этом параметры нейросети не имеют непосредственной физической связи с параметрами объекта, т. е. нейросети являются непараметрическими моделями;
- 5 Зависимость скорости сходимости алгоритма настройки нейронной сети от размера тренировочного набора данных, в отличие от гладких функций, у которых скорость сходимости зависит от размерности входного пространства признаков;
- 6 Однородность базовых операций в нейронных сетях (умножение, сложение, нелинейное безинерционное преобразование) и отсутствие сложных иррациональных операций над операндами (деление, извлечение корня и т. д.), характерных для алгоритмов, свойственных однопроцессорным машинам;
- 7 Возможность управления числом элементов суммирования и типом связей в процессе поиска наилучшей аппроксимации;
- 8 Возможность использования нейронных сетей для аналитического описания преобразования входного пространства в выходное [3].

Нейронные сети способны достигать такого качества нелинейной интерполяции входных данных, при котором появляются свойства обобщения и абстрагирования [4, 5]. Обобщение проявляется в нечувствительности к небольшим изменениям входных сигналов, что дает возможность фильтрации шума во входных данных. Абстрагирование означает способность нейронных сетей самостоятельно извлекать знания из данных в процессе обучения. Это свойство дает возможность

восстанавливать правильный образ по нескольким искаженным вариантам. Все эти качества нейронных сетей позволяют эффективно использовать их для:

- решения не формализуемых и плохо формализуемых задач, алгоритм решения которых связан с необходимостью включения в процесс обучения реального экспериментального материала;
- поиска закономерностей в массивах данных;
- построения моделей нелинейных и трудно описываемых систем, для которых отсутствуют четкие математические модели и неизвестен алгоритм функционирования;
- построения моделей, способных адаптироваться к изменениям условий работы;
- решения задач, характеризующихся резким увеличением размерности пространства решений, большими объемами входной информации с зашумленными, частично противоречивыми, неполными или избыточными данными.

При работе нейронной сети, на ее выходе формируется вектор (выходной вектор) в соответствии с вектором признаков (входным вектором), подаваемых на вход сети. Входным вектором может служить вектор, компонентами которого являются признаки, характеризующие конкретную деталь, для которой необходимо рассчитать норму расхода инструмента. Тогда компонентами выходного вектора будут являться нормы расхода инструмента определённого типа в соответствии с требованиями технологического процесса обработки детали.

Целесообразно строить сети под конкретную группу деталей в соответствии с принятой системой классификации деталей. При этом желательно группировать детали не только по форме, но и по массе, материалу и другим конструктивным и технологическим особенностям. Причем чем однотипней будут детали в группе, тем проще будет проходить обучение такой сети и тем точнее будет ее прогноз.

Обучение сетей производится по принципу обучения «с учителем» по данным технологических процессов изготовления деталей, составленных ранее на предприятии. Сети предъявляются обучающие примеры «признаки – норма» и вычисляются ошибки по каждому примеру.

Сеть считается обученной, если она правильно решила все тестовые примеры с заданной погрешностью, т. е. корректно обобщила примеры обучающей выборки.

Обобщение, проводимое нейронной сетью, можно классифицировать как интерполяцию или экстраполяцию в зависимости от того, как во входном пространстве расположены тестовые данные относительно запомненных ею тренировочных шаблонов. Учитывая, что интерполяция, выполняется проще и точнее, чем экстраполяция, можно утверждать, что сеть тем лучше обобщает, чем плотнее и равномернее расположены

тренировочные данные во входном пространстве. Если тестовые данные всегда будут оказываться между близко расположенными тренировочными шаблонами, то сеть сможет проводить корректное обобщения, интерполируя, а не экстраполируя, входные данные.

Поэтому для получения качественных прогнозов норм расхода инструмента следует подбирать детали, характеристики которых равномерно расположены в пространстве признаков.

### ***Выводы***

Таким образом, применение нейронных сетей позволит:

1 Определять номенклатуру требуемого инструмента, его расход по каждому наименованию до разработки технологической документации, что позволит усовершенствовать процесс планирования потребности в инструменте;

2 Снизить трудоёмкость работ по расчёту норм расхода инструмента.

3 Снизить себестоимость изделий при заключении контрактов в результате сокращения затрат на хранение запасов инструмента;

4 Сократить потери рабочего времени в результате простоев оборудования, связанных с отсутствием необходимого инструмента на складах;

5 Повысить эффективность использования основных фондов предприятия;

6 Создать адаптивную систему планирования и организации инструментального хозяйства предприятия.

В целом можно сказать, что применение нейронных сетей позволит достичь минимально возможного удельного веса затрат на инструмент при наиболее эффективном его использовании, а также улучшить организацию и структуру всего инструментального хозяйства предприятия.

Аппарат нейросетевого моделирования имеет широкий спектр возможностей и может быть использован не только в процессе планирования и установления норм расхода инструмента, но и для определения потребностей в технологической оснастке, необходимой для выполнения производственной программы предприятия.

### ***Литература***

- 1 Плоткин Я. Д., Якушкевич О.К. Организация и планирование на машиностроительных предприятиях. – М., 2000. – 420с.
- 2 Орлов О.О. Планування діяльності промислового підприємства. – К., 2002. – 411с.
- 3 Галушкин А.И. Теория нейронных сетей. Кн.1: Учебное пособие для Вузов/Общая ред. А. И. Галушкина. - М.:ИПРЖР, 2000.- 416 с.
- 4 Уоссермен Ф. Нейрокомпьютерная техника. – М.: Мир, 1992. – 184 с.
- 5 Осовский С. Нейронные сети для обработки информации: Пер. с польского И. Д. Рудинского. – М.: Финансы и статистика, 2002. – 344 с.

## ЗМІСТ

### РОЗДІЛ 1

#### Процеси та інструменти механообробки

<i>Новиков Н.В., Мановицкий А.С., Клименко С.А.</i> Расчет силы стружкообразования при сложнопрофильном точении резцами, оснащенными круглыми пластинами	3
<i>Равська Н.С., Мамлюк О.В., Охріменко О.А.</i> Черв'ячна фреза з прогресивною схемою зрізання припуску	12
<i>Клименко Г.П., Майборода В.С., Андронов А.Ю.</i> Повышение надежности твердосплавных сборных резцов при обработке деталей на тяжелых станках	22
<i>Копейкина М.Ю., Клименко С.А.</i> Управление эффективностью инструмента, оснащенного ПСТМ на основе cBN	28
<i>Radovanovic Miroslav, Madic Milos</i> Application of artificial neural network model for predicting the main cutting force by turning	34
<i>Майборода В.С., Гейчук В.М., Плівак О.А.</i> Кінетика формування різальних кромок кінцевого інструменту при магнітно-абразивній обробці в умовах великих магнітних щілин	40
<i>Гусев В.В.</i> Анализ механизма взаимодействия шлифовального круга и заготовки для различных схем шлифования	54
<i>Ковалев В.Д., Васильченко Я.В., Фишман А.А.</i> Экспериментальные исследования формы стружки при глубоком сверлении стали и определение рациональных геометрических параметров стружкозавивательных канавок	62
<i>Мироненко Е.В., Клочко А.А.</i> Топография износа зубонарезного инструмента при формообразовании зубчатых реек	69
<i>Мальшко И.А., Киселева И.В.</i> Влияние параметров инструмента на производительность ГПС	74
<i>Миранцов С.Л., Гузенко В.С., Музыкант Я.А.</i> Аналитические исследования жесткостных и динамических характеристик резцов МТО	78
<i>Виговський Г.М., Білявський М.Л.</i> Вдосконалення методу обробки незагартованих сталей комбінованими торцевими фрезами, оснащеними ПНТМ	83
<i>Неченаев В. Г., Гнистько А. Н.</i> Математическая модель удаления элементов стружки при фрезеровании пазов типа «ласточкин хвост»	89
<i>Рябченко С.В.</i> Повышение эффективности шлифования высокоточных зубчатых колес кругами из КНБ	95
<i>Сорока Е.Б.</i> Влияние параметров системы «основа-покрытие» на напряженно–деформованное состояние рабочих поверхностей инструментальных материалов	102
<i>Казакова Т.В.</i> Разработка теоретических основ повышения качества сборного инструмента на этапах проектирования и изготовления	109
<i>Мирошниченко А.В.</i> Влияние колебательного движения инструмента зенкер–развёртка на огранку обработанных отверстий при параллельной схеме резания	115
<i>Левченко Е.А.</i> Точность обработки и стойкость инструмента при термофрикционном резании сталей	122

## РОЗДІЛ 2

### Якість та надійність металорізального обладнання

<i>Ковальов В.Д., Гаков С.О.</i> Розробка підсистеми визначення припуску для системи адаптивного керування обробкою на колесотокарному верстаті	127
<i>Воронцов Б.С., Чаплинский Д.А., Витренко А.В.</i> Автоматизированная система синтеза передач зацеплением	133
<i>Бабин О.Ф., Ковалёв В.Д., Яцкив И.П., Коваленко И.С.</i> Особенности ремонта и модернизации тяжелых станков	138
<i>Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Абрамова Е.Н.</i> Регулирование цилиндрических сопряжений в металлорежущих станках	142
<i>Короткий С.А.</i> Моделирование и экспериментальное исследование упругих деформаций штамповой оснастки	148
<i>Кроль О.С., Кроль А.А.</i> Использование прогнозных процедур в задачах выбора опор шпиндельных узлов металлорежущих станков	153
<i>Ляшук О.Л., Колесник О.А.</i> Класифікація піднімально-транспортних лебідок за конструктивними і технологічними ознаками	159
<i>Шишкин А.В., Тулунов В.И., Донченко Е.И.</i> Система управления электросиловым оборудованием электромеханического чистового точения	167

## РОЗДІЛ 3

### Технологія машинобудування

<i>Антонюк В.С., Выслоух С.П., Катрук О.В.</i> Классификация и распознавание образов при автоматизированном проектировании технологических процессов	176
<i>Гавриш А.П., Мельник О.О.</i> Дослідження контактних температур у поверхневих шарах деталей при магніто-абразивному обробленні високолегованих нікелевих сплавів	183
<i>Витренко О.С., Кириченко И.А., Воронцов С.Б.</i> Повышение долговечности зубчатых колес за счет отделочно-упрочняющей обработки	190
<i>Калафатова Л.П., Поезд С.А.</i> Влияние охлаждения на температурные и силовые параметры процесса шлифования, а так же на качество поверхности сталей при различных режимах резания	194
<i>Гевко І.Б.</i> Результати експериментальних досліджень з визначення впливу технологічних факторів на конструктивні параметри гвинтових деталей	202
<i>Петраков Ю.В., Паньків К.М.</i> Моделювання процесу шліфування 3-D поверхонь	208
<i>Покинтелица Н.И.</i> Экспериментальное исследование фрикционных свойств сталей при термофрикционной обработке	214
<i>Глоба А.В., Адаменко Ю.И.</i> Оценка качества обработанной поверхности при сверлении высокопрочных полимерных композиционных материалов	220
<i>Мартинюк Я.В., Бесарабець Ю.Й., Корабльов Г.Ф., Грищенко О.М.</i> Розробка та дослідження технологічного процесу точної обробки п'єзоелектричних пластин для ультразвукових датчиків високих частот	225

<i>Мішура Є.В., Ткаченко М.А.</i> Вплив факторів стохастичного характеру на виготовлення деталей важкого машинобудування	234
<i>Лебедь В.Т., Кулаченко А.А.</i> Оптимизация технологии нанесения покрытий в соединениях крупногабаритных составных валков для повышения несущей способности	240
<i>Зуева Л.М.</i> Оценка параметров эффективности технологической системы по обработке валков	248
<i>Мартынов А.П.</i> Взаимозаменяемость и обеспечение собираемости крупных изделий	254
<i>Жартовский А.В., Маневич В.А.</i> О выборе состава ингредиентов электродов для электрофизического упрочнения	261
<i>Дзюра В.О., Шевчук О.С.</i> Обґрунтування параметрів пристрою для дорнування внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок	267
<i>Таран С.В.</i> Оптимизационно-имитационный подход для составления оперативных планов в единичном производстве	272
<i>Тулупов В.И.</i> Повышение глубины упрочнения при электромеханическом чистовом точении	277
<i>Бабенко Д.В., Иванов Г.О., Думенко К.М.</i> Сучасні технології в освіті	282
<i>Селезнев Ю.В., Бондаренко А.В., Иванов Г.А., Завирюха Н.В.</i> Современные аспекты создания эффективных тепловых двигателей	291
<i>Баулина Т.В.</i> Интеллектуальные ресурсы, наука, образование	296

#### РОЗДІЛ 4

##### Модельовання та оптимізація елементів технологічних систем

<i>Шевченко О.В., Вакуленко С.В.</i> Теоретичні дослідження частотних характеристик потенційно нестійкої пружної системи токарного верстата	300
<i>Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В.</i> Адаптивна система цифрового управління технологічним процесом алмазного шліфування з еталонною моделлю	307
<i>Винников М.А., Тарасов С.А., Короткий С.А.</i> Поиска аналогов узлов конструкций в базе данных САД-проектов на основе онтологического подхода	315
<i>Варбанец Р.А., Морозов А.И.</i> Применение оптимальной В-сплайн фильтрации для обработки дискретных данных рабочего процесса двигателей внутреннего сгорания	321
<i>Чередниченко С.П.</i> Аналитический расчет КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения $\beta$ -олова при переходе в $\gamma$ -олово	327
<i>Броцак І.І., Комар Р.В.</i> Дослідження характеристик запобіжного патрону	335
<i>Гитис В.Б.</i> исследование путей повышения эффективности организации инструментального хозяйства предприятий на основе нейросетевых технологий	340

Наукове видання

# НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць  
Випуск №23

Постанова президії ВАК України  
від 9 червня 1999 р., №1-05/7  
Рішення вченою радою ДДМА,  
протокол №10 від 29.05.2008

Підп. до друку 29.05.2008  
Ум. друк. арк. 21,75.  
Тираж 100 прим.

Формат 60×84 <sup>1</sup>/<sub>16</sub>.  
Обл.-вид. арк. 15,82.  
Зам. № 74

---

Видавець і виготівник  
"Донбаська державна машинобудівна академія"  
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72  
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру  
серія ДК №1633 від 24.12.2003