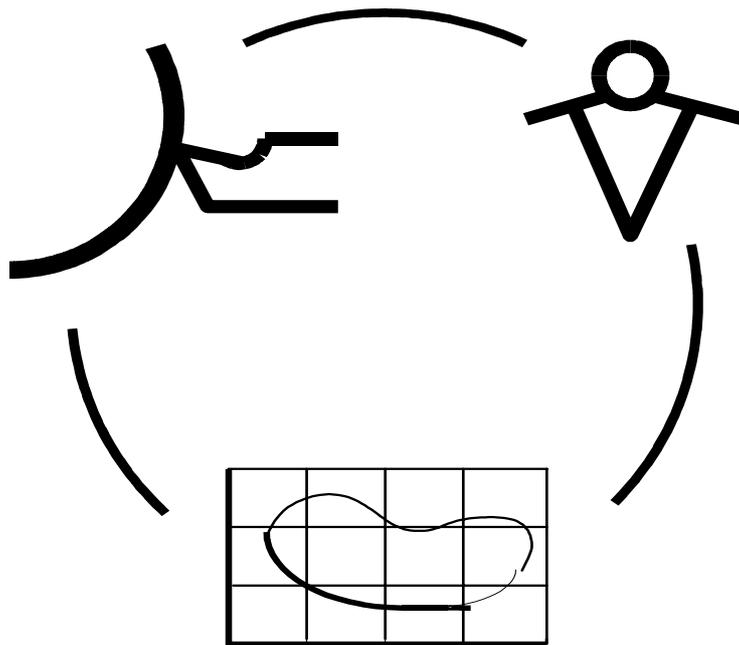


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 15



КРАМАТОРСЬК – КИЇВ, 2004

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ: ДДМА, вип. №15, 2004. - 276 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск-Киев: ДГМА, вып. №15, 2004. - 276 с.

ISBN 966-7851-83-4

Редакційна рада:

Равська Н.С.	д.т.н., професор НТУ “КП”, відповідальний редактор
Гузенко В.С.	к.т.н., доцент ДДМА, заступник відповідального редактора
Верещака А.С.	д.т.н., професор МДТУ “Станкін”
Габузов Г.Г.	д.т.н., професор ДДМА
Грабченко А.І.	д.т.н., професор НТУ “ХП”
Клименко Г.П.	д.т.н., професор ДДМА
Ковалевський С.В.	д.т.н., професор ДДМА
Ковальов В.Д.	д.т.н., професор ДДМА
Кузнєцов Ю.М.	д.т.н., професор НТУ “КП”
Матюха П.Г.	д.т.н., професор ДНТУ
Мироненко Є.В.	к.т.н., доцент 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, науково-технічний центр "Інструмент"
тел.(0626) 41-69-42, 41-47-54, 41-47-82

ISBN 966 – 7851 – 83 – 4 © Донбаська державна машинобудівна академія 2004

РАЗДЕЛ 1

Вопросы проектирования режущих инструментов

УДК 621.9.013

Равская Н.С., Николаенко Т.П., Мельничук Л.С.
НТУУ "КПИ" г. Киев, Украина

ГЕОМЕТРИЯ ПОПЕРЕЧНОЙ КРОМКИ СПИРАЛЬНОГО СВЕРЛА

In the given work the problem of definition of geometrical parameters of a cross-section edge of a drill is considered at one-plane and two-plane sharpening.

Введение

Поперечная кромка спирального сверла является режущим элементом его центральной зоны. Наряду с главными режущими кромками она оказывает существенное влияние на работоспособность инструмента.

Геометрия поперечной кромки характеризуется углом ее наклона ψ , главным углом в плане $\varphi_{пк}$, задним и передним углами $\alpha_{пк}$ и $\gamma_{пк}$ [1].

Учитывая, что она образуется как линия пересечения задних поверхностей сверла, ее геометрические параметры зависят от способа заточки и величин задних углов зубьев сверла.

Определение геометрических параметров поперечной кромки в зависимости от геометрии задней поверхности зубьев сверла для различных способов заточки позволяет выбирать как наиболее рациональный способ заточки сверла для заданных условий его работы, так и наиболее приемлемые параметры подточек перемычки.

Задача определения геометрических параметров поперечной кромки сверла при одноплоскостной и двухплоскостной заточке рассмотрена в данной работе.

Общие положения

Геометрические параметры поперечной кромки характеризуется углом наклона поперечной кромки, главным углом, задним и передним углами. Эти параметры являются зависимыми от параметров главной режущей кромки. Общим для геометрических параметров главной и поперечной режущих кромок является, согласно ГОСТ 25762-83, однотипность их определения в различных координатных системах. Учитывая это, можно использовать для определения геометрии поперечной кромки зависимости, полученные в работах [1, 2, 3] с учетом конструктивных особенностей этой части режущей кромки сверла. Так угол наклона поперечной режущей кромки определяется по формуле [2]:

$$ctg \psi = \frac{tg \alpha \cdot tg \varphi}{\cos \mu} - tg \mu, \quad (1)$$

где α - инструментальный задний угол, задаваемый в плоскости касательной к цилиндрической поверхности на периферии сверла; φ – инструментальный главный угол в плане; угол μ определяется соотношением:

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

где r – диаметр сердцевины сверла; R – диаметр сверла.

Статический задний угол спирального сверла на главной режущей кромке в исследуемой точке определяется по формуле [2]:

$$\operatorname{ctg} \alpha_c = \frac{\operatorname{ctg} \alpha}{\sin \varphi_c} - \operatorname{tg} \mu_x \cdot \cos \varphi_c, \quad (1)$$

где φ_c – статический главный угол в плане в исследуемой точке режущей кромки:

$$\operatorname{tg} \varphi_c = \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \mu_x, \quad (2)$$

$$\mu_x = \frac{r}{R_x}.$$

где R_x – радиус исследуемой точки.

Статический задний угол в нормальном к режущей кромке сечении в исследуемой точке режущей кромки определяется по зависимости:

$$\operatorname{ctg} \alpha_n = \operatorname{ctg} \alpha_c \cdot \cos \lambda_c, \quad (3)$$

где λ_c – угол наклона режущей кромки в исследуемой точке:

$$\operatorname{tg} \lambda_c = \operatorname{tg} \mu_x \cdot \sin \varphi_c. \quad (4)$$

Статический передний угол на режущей кромке в исследуемой на ней точке определяется по формуле [3]:

$$\operatorname{tg} \gamma_c = \frac{\operatorname{tg} \omega_x}{\sin \varphi_{cx}} - \operatorname{tg} \mu_x \cdot \cos \varphi_{cx}, \quad (5)$$

где ω_x – определяет положение касательной к передней поверхности в исследуемой точке режущей кромки.

Рассматривая поперечную кромку сверла как составную часть его режущей кромки, зависимости, полученные на основании общей теории определения геометрических параметров инструмента [2, 3], могут быть использованы для определения статических геометрических параметров поперечной кромки.

Для их использования необходимо определить значение углов $\mu_{нк}$ и $\varphi_{нк}$ на поперечной кромке в инструментальной системе координат и положение касательной к передней поверхности поперечной кромки. Рассмотрим определение геометрических параметров поперечной кромки в

статической системе координат для случаев одноплоскостной и двухплоскостной заточки сверл.

Определение статических геометрических параметров поперечной кромки

Для случая одноплоскостной и двухплоскостной заточки сверл статический задний угол образовывается плоскостью, примыкающей к режущей кромке, и будет определяться формулой (1). Учитывая, что на поперечной кромке основная плоскость совпадает с плоскостью, в которой определяется инструментальный (рабочий) угол на режущей кромке сверла, статический задний угол $\alpha_{снк}$ на поперечной кромке будет постоянным, равным инструментальному углу в точке стыка главной и поперечной режущих кромок и определяться по формуле [2]:

$$tg \alpha = \frac{\cos \mu_x \cdot tg \alpha + ctg \varphi \cdot \sin(\mu_x - \mu)}{\cos \mu},$$

где μ_x – угол μ в точке стыка главной режущей кромки и поперечной.

Для одноплоскостной заточки угол поперечной кромки определится как $\gamma_{снк} = 90 - \alpha_{снк}$.

При двухплоскостной заточке направление касательной к передней поверхности поперечной кромки определяется значением заднего угла α_2 , образованного второй затылочной плоскостью.

Задаваясь значением ψ по формуле (1):

$$tg \alpha_2 = \frac{ctg \psi \cdot \cos \mu - tg \mu}{tg \varphi},$$

определяем значение α_2 .

Таким образом, для рассматриваемого случая $tg \omega_x = tg \alpha_2$.

Согласно формуле (5) главный угол в плане на поперечной кромке можно определить по формуле (1), решив ее относительно известных α_2 и ψ , тогда:

$$tg \varphi_{нк} = \frac{ctg \psi \cdot \cos \mu}{tg \alpha_2} - tg \mu.$$

Статический угол в плане на поперечной кромке:

$$\sin \varphi_{снк} = tg \varphi_{нк} \cdot \cos \mu_x.$$

Статический передний угол на поперечной кромке определяется по формуле:

$$tg \gamma_{снк} = \frac{tg \alpha_2}{\sin \varphi_{снк}} - tg \mu_x \cdot \cos \varphi_{снк},$$

где α_2 – задний угол второй затылочной плоскости сверла.

Таким образом, показано, что методика определения геометрических параметров рабочей части сверла, является общей для всех ее элементов.

Определение кинематических геометрических параметров поперечной кромки сверла

Статический угол наклона поперечной режущей кромки сверла $\lambda_c = 0$, так как вектор скорости главного движения резания \bar{V} идет перпендикулярно к поперечной кромке. Поэтому статические передние и задние углы в нормальном к режущей кромке сечении совпадают со статическими.

В общем случае геометрические параметры режущей части в кинематической системе координат не совпадают со статическими параметрами.

Отличие кинематических параметров от статических объясняется тем, что вектор \bar{V}_e скорости результирующего движения резания, не совпадает с вектором \bar{V} скорости главного движения резания в исследуемой точке режущей кромки. Поэтому кинематическая плоскость резания P_{nk} не совпадают со статической плоскостью резания P_{nc} .

Соответственно изменяются величины статических передних и задних углов в нормальном к режущей кромке сечении на величину угла τ_N между кинематической P_{nk} и статической P_{nc} плоскостями резания.

Определим величину угла τ_N на поперечной кромке спирального сверла при двухплоскостной заточке каждого зуба сверла (рисунок 1).

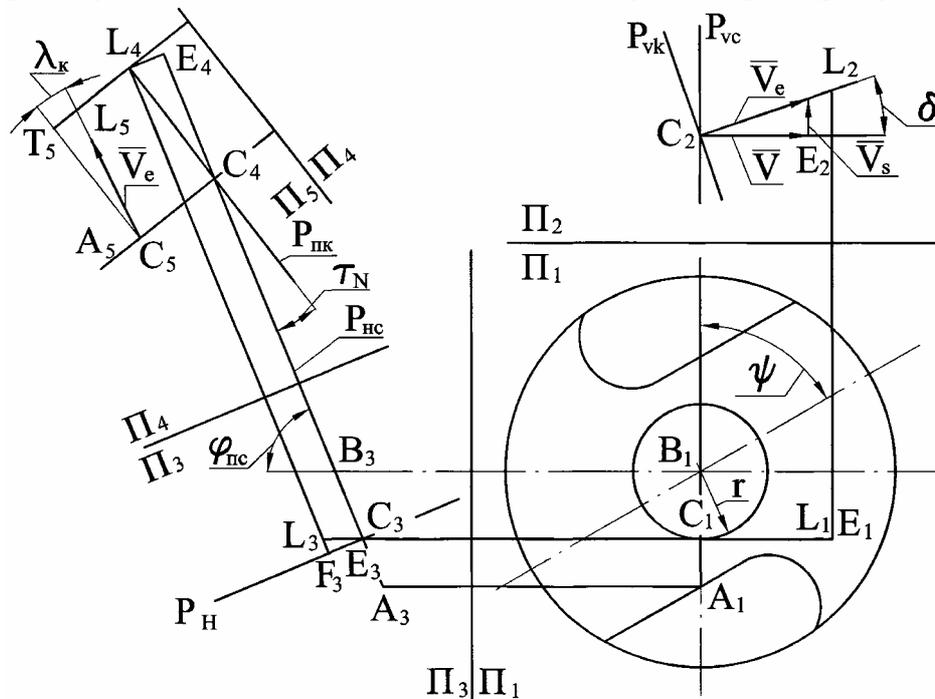


Рисунок 1 – Определение кинематических геометрических параметров

В системе плоскостей проекций Π_1/Π_3 изображаем поперечную режущую кромку AB , положение которой определяется величиной угла φ . На поперечной режущей кромке AB рассматриваем произвольную точку C , на выбранном радиусе r . По правилу перемены плоскостей проекции находим проекцию C_2 точки C на плоскость Π_2 . При вращении точки C вокруг оси сверла вектор скорости главного движения резания идет по линии CE (проекции C_2E_2 и C_1E_1) и в истинную величину проецируется на плоскость Π_2 . Две пересекающихся прямых линии – CE и AC лежат в статической плоскости резания и определяют ее положение.

Вектор \bar{V}_e скорости, результирующего движение резания, является суммой скорости главного движения резания \bar{V} и скорости движения подачи \bar{V}_s .

$$\bar{V}_e = \bar{V} + \bar{V}_s.$$

Вектор скорости \bar{V}_e в истинную величину проецируется на плоскость Π_2 и идет по прямой CL (проекции C_2L_2 и C_1L_1). Положение вектора \bar{V}_e характеризуется углом " δ " величина которого равна:

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{S_0}{2\pi r},$$

где S_0 – подача на один оборот сверла - $\frac{\text{мм}}{\text{об.}}$, r – радиус рассматриваемой точки поперечной режущей кромки.

Две пересекающихся прямых линии AC и CL лежат в кинематической плоскости резания P_{nk} .

По правилу перемены плоскостей проекции определяются проекции A_3C_3 , A_3E_3 , C_3L_3 линий AC , AE , CL на плоскость Π_3 .

Проводится нормальная секущая плоскость P_n , след которой на плоскости Π_3 идет перпендикулярно режущей кромке AC . Параллельно плоскости P_n проводится плоскость проекции Π_4 . По правилу перемены плоскостей проекций находятся проекции C_4L_4 и C_4E_4 линии CL и CE на плоскость Π_4 , положение которых определяет величину угла τ_N между кинематической P_{nk} и статической P_{nc} плоскостями резания.

Рассматривая графическое решение будем иметь:

$$\begin{aligned} \text{По построению} \quad C_2E_2 &= C_1E_1 = C_4E_4, \\ E_2L_2 &= C_3L_3 = E_3C_3, \\ E_3F_3 &= E_4L_4. \end{aligned}$$

Из прямоугольного треугольника $C_2E_2L_2$ будем иметь:

$$E_2L_2 = C_2E_2 \cdot \operatorname{tg} \delta.$$

Из треугольника $E_3F_3L_3$ получим:

$$E_3F_3 = L_3C_3 \cdot \sin \varphi_{nk} = E_2L_2 \cdot \sin \varphi_{nk} = C_2E_2 \cdot \operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi_{nk}.$$

Из треугольника $C_4L_4E_4$ будем иметь:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{E_4 L_4}{C_4 E_4} = \frac{E_3 F_3}{C_2 E_2} = \frac{C_2 E_2 \operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi_{nc}}{C_2 E_2}.$$

Отсюда $\operatorname{tg} \tau_N = \operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi_{nc}$.

Кинематический задний угол α_{nk} в нормальном к поперечной кромке сечении будет равен:

$$\alpha_{nk} = \alpha_{nc} - \tau_N.$$

Кинематический передний угол $\gamma_{нк}$ в нормальном к поперечной режущей кромке сечении будет равен:

$$\gamma_{нк} = \gamma_{нк} + \tau_N.$$

Кинематический задний угол $\alpha_{нк}$ уменьшается при уменьшении радиуса "r" рассматриваемой точки поперечной режущей кромки. Определим на каком радиусе "r" поперечной режущей кромки кинематический задний угол будет равен нулю:

$$\alpha_{нк} = \alpha_{nc} - \tau_N = 0.$$

Таким образом:

$$\frac{\sin(\alpha_n + \psi) \cdot \sin(\varphi_{снк})}{\operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \alpha_n} = \operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi_{снк} = \frac{S_0}{2\pi r} \cdot \sin \varphi_{снк}.$$

Отсюда:

$$r = \frac{S_0 \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \alpha_n}{2\pi \cdot \sin(\alpha_n + \psi)},$$

где $\alpha_n = \alpha_{снк}$.

Определим кинематический угол наклона поперечной режущей кромки λ_k . Угол λ_k измеряется в кинематической плоскости резания $P_{нк}$. Он заключен между кинематической скоростью резания \bar{V}_e и перпендикуляром к поперечной режущей кромке.

Вводится система плоскости проекций Π_4/Π_5 . Плоскость Π_5 проводится параллельно кинематической плоскости резания $P_{нк}$. По правилу перемены плоскостей проекций определяются проекции A_5C_5 режущей кромки и вектора \bar{V}_e , идущего по линии C_5L_5 на плоскость Π_5 .

По определению угол между векторам \bar{V}_e и перпендикуляром C_5T_5 к режущей кромке будет кинематическим углом наклона $\lambda_{нк}$ поперечной режущей кромки сверла в исследуемой точке C .

Рассматривая графические решение будем иметь:

По построению:

$$L_3F_3 = T_5L_5; F_3E_3 = F_4L_4; C_5T_5 = C_4L_4.$$

Из треугольника $F_3L_3E_3$ будем иметь:

$$F_3L_3 = F_3E_3 \cdot \operatorname{ctg} \varphi_{nc} = T_5L_5.$$

Из треугольника $C_4L_4E_4$ получим:

$$C_4L_4 = \frac{L_4F_4}{\sin \tau_N} = \frac{F_3E_3}{\sin \tau_N}.$$

Из треугольника $C_5L_5T_5$ будем иметь:

$$\operatorname{tg} \lambda_k = \frac{T_5L_5}{C_5T_5} = \frac{T_5L_5}{C_4L_4}.$$

Отсюда:

$$\operatorname{tg} \lambda_{кпк} = \frac{F_3E_3 \cdot \operatorname{ctg} \varphi_{nc} \cdot \sin \tau_N}{F_3E_3}.$$

Таким образом кинематический угол $\lambda_{кпк}$ наклона поперечной режущей кромки в исследуемой точке C определяется по формуле:

$$\operatorname{tg} \lambda_{кпк} = \operatorname{ctg} \varphi_{снк} \cdot \sin \tau_N.$$

При одноплоскостной заточке сверла $\varphi_{снк} = 90^\circ$. В этом случае угол $\lambda_{кпк}$ будет равен нулю.

Выводы

Геометрические параметры поперечной кромки зависят от параметров главных режущих кромок. Геометрические параметры главной и поперечной режущих кромок определяются по общей методике на базе общей теории их определения.

По установленным в работе для поперечной кромки зависимостям можно определять значение углов наклона поперечной кромки, угла в плане, задних и передних углов. Определение этих углов позволяет на основе анализа их значений улучшить геометрию режущей части спирального сверла, для рассмотренных в работе способов заточки.

Литература

- 1 П.Р. Родин "Геометрия режущей части спирального сверла". К: Техника, 1971, с. 135.
- 2 Мельничук Л.С. Геометрія задньої поверхні свердла // Вісник ЖіТі, - 2003
- 3 Равская Н.С., Николаенко Т.П., Мельничук Л.С. Общая теория определения геометрических параметров инструмента // Надійність ріжучого інструменту та оптимізація технологічних систем №14 – Краматорск, 2003, с. 3-11.

УДК 621.9

Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Мезенцев В.Е.
ДГМА, АО “НКМЗ” г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ СБОРНЫХ ПРОРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

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

Введение

Повышение производительности механической обработки на тяжелых станках ограничивается некоторыми технологическими операциями, одними из которых является глубокая прорезка и отрезка, представляющие собой поперечное несвободное резание. Поперечное резание на тяжелых станках характеризуется рядом особенностей. Резцы работают со значительными удельными нагрузками на режущие лезвия, в условиях затрудненного отвода стружки, что приводит к большому количеству поломок режущих пластин [1, 2, 3]. Пониженная жесткость технологической системы, являющаяся следствием наличия больших вылетов резцов, приводит к возникновению колебаний инструмента в процессе резания [4].

На рисунке 1 представлен сборный прорезной резец для тяжелых станков. Несмотря на проведенные многочисленные исследования прочности режущей части резцов, позволившие установить закономерности распределения напряжений в режущих пластинах в зависимости от различных технологических факторов, недостаточно исследованы сборные конструкции прорезных резцов с механическим креплением режущих пластин с учетом контактных взаимодействий между конструктивными элементами. Целью работы является исследование влияния режимов резания на напряженно-деформированное состояние специальной режущей пластины для прорезных резцов.

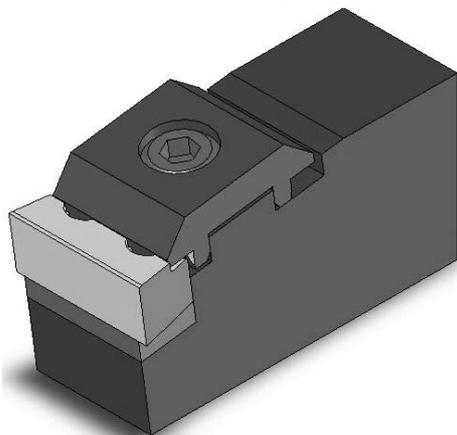


Рисунок 1 – Сборный прорезной резец для тяжелых станков

Анализ результатов исследований

Сборные прорезные резцы используются для прорезки пазов и глубокой прорезки пазов шириной до 40мм. Помимо традиционных технологических операций, выполняемых на тяжелых станках при помощи подобных прорезных резцов, также часто имеет место их использование при подрезании торца детали с поперечной подачей, а также увеличение ширины пазов и канавок. Перечисленные технологические операции с точки зрения конструкции сборных резцов характеризуются различными схемами нагружения режущей части и различными величинами составляющих сил резания и, следовательно, различным характером распределения напряжений, как в режущих пластинах, так и элементах сборной конструкции инструмента. На основе анализа распределения напряжений можно определить наиболее нагруженных элемент конструкции и внести в нее изменение с целью повышения прочности и жесткости узлов креплений режущих пластин.

Моделирование и расчет напряжений в сборной конструкции прорезных резцов с учетом контактных взаимодействий и сил трения производилось с использованием метода конечных элементов. Режимы резания для данных инструментов определялись в соответствии с нормативами режимов резания для тяжелых и карусельных станков [5]. Силы резания рассчитаны по эмпирическим зависимостям, полученным экспериментальным путем при исследовании сил резания при отрезке и прорезке [2]. В качестве инструмента для моделирования конструкций и расчетов были использованы системы SolidWorks и CosmosWorks. Напряжения определялись в сборном прорезном резце со следующими конструктивными и геометрическими параметрами режущей части: сечение державки 50×50мм; высота режущей пластины $h = 17$ мм; длина пластины $b = 17$ мм; длина передней поверхности $b_1 = 10$ мм; ширина пластины $l = 40$ мм; геометрические параметры: $\alpha=8^\circ$; $\gamma=0^\circ$; $\varphi=90^\circ$; $\varphi_1=3,5^\circ$.

Так, в качестве примера, на рисунке 2 изображены распределения эквивалентных напряжений σ_3 в сборном прорезном резце при прорезании паза $b=40$ мм.

Из анализа картины распределения эквивалентных напряжений σ_3 (рисунок 2б) видно, что наиболее нагруженными элементами конструкции резца является передняя и задняя поверхности режущей пластины (1), прижимные поверхности режущей пластины (2), а также упорная и верхняя плоская поверхности прихвата (3) и передняя упорная часть державки (4). Для определения влияния технологических факторов на величину и характер распределения напряжений и деформаций исследования выполнялись с разными подачами $s = (0,34...0,46)$ мм/об и

глубинами резания $t = (10, 20, 40)$ мм (в зависимости от технологической операции).

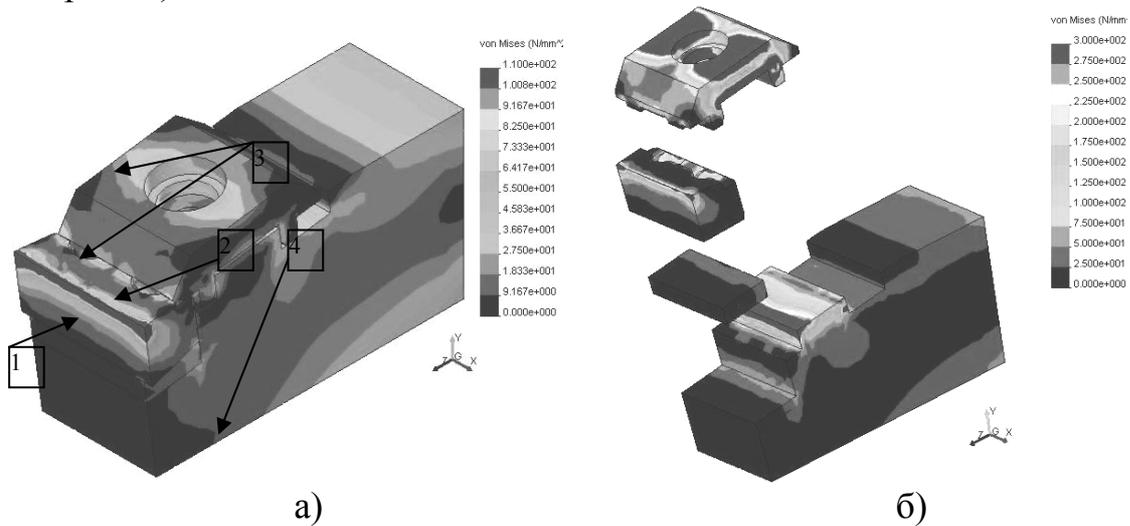


Рисунок 2 – Распределение в сборной конструкции прорезного резца эквивалентных напряжений σ_3 :

- а) – конструкция прорезного резца в сборе;
- б) – конструкция резца с разнесенными элементами.

В качестве на рисунке 3 представлены графики зависимости эквивалентных напряжений σ_3 на передней поверхности режущей пластины при прорезании паза $b = 40$ мм в двух продольных сечениях вблизи вспомогательных режущих кромок и по середине пластины.

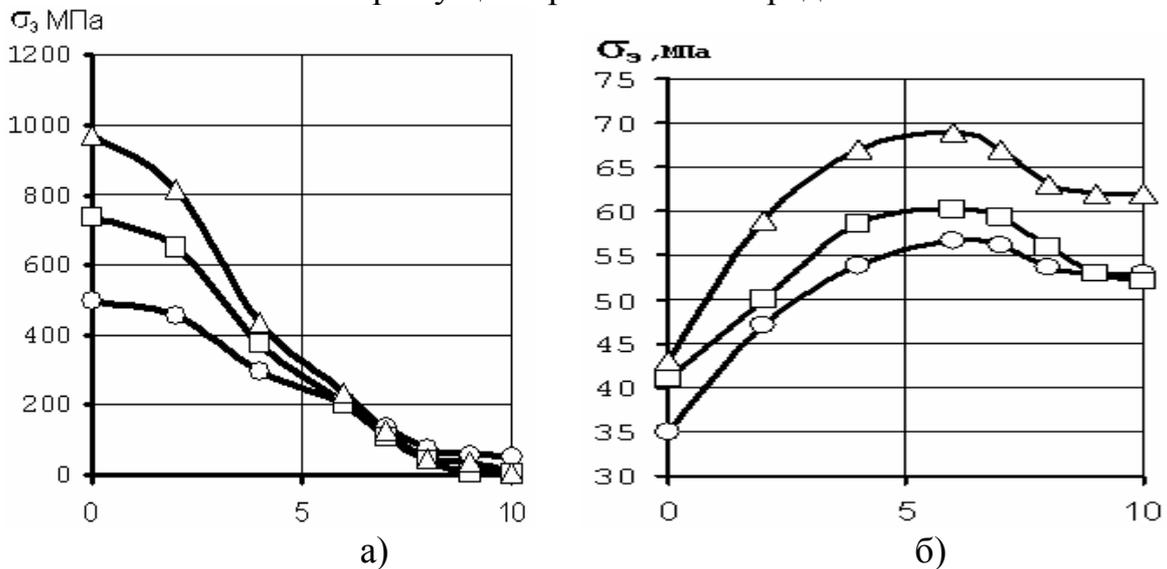


Рисунок 3 – Распределение эквивалентных напряжений σ_3 на передней поверхности режущей пластины при прорезании пазов $b = 40$ мм:

- а) – в продольных сечениях вблизи вспомогательных режущих кромок,
- б) – в продольном сечении по середине пластины, при подачах \bigcirc – $s=0,34$ мм/об; \square – $s=0,42$ мм/об; \triangle – $s=0,48$ мм/об

Полученные распределения эквивалентных напряжений хорошо согласуются с исследованиями, проведенными ранее [2, 3].

Наиболее неблагоприятное нагружение сборной конструкции инструмента возникает при несимметричном действии составляющих сил резания, например, в случае характерного использования на производстве резца для подрезки торцов детали. На рисунке 4 представлены распределения эквивалентных напряжений в резце и зависимость σ_z на передней поверхности режущей пластины. Анализ зависимости показывает, что на передней поверхности пластины за зоной ее контакта со стружкой имеют место две области экстремальных значений эквивалентных напряжений на расстояниях 5 мм и 7 мм (область 1) от главной режущей кромки соответственно. Наличие указанных зон связано с возникновением на передней поверхности режущей пластины растягивающих напряжений σ_z (в системе координат, изображенной на рисунке 2), что является следствием сложной пространственной деформации конструкции. С увеличением подачи инструмента величина напряжений также увеличивается, что является прямым следствием роста силы резания. Возникновение же растягивающих нормальных напряжений может приводить к возникновению трещин и как следствие поломке пластины.

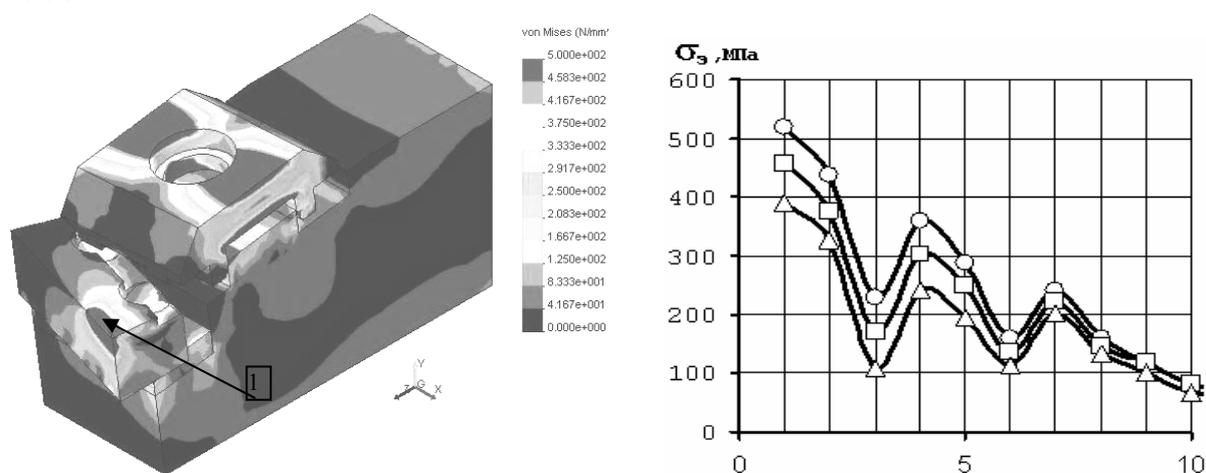


Рисунок 4 – Распределение эквивалентных напряжений σ_z на передней поверхности режущей пластины при несимметричном нагружении:
 ○ – $s=0,48$ мм/об; □ – $s=0,42$ мм/об; △ – $s=0,34$ мм/об

На рисунке 5 представлена зависимость эквивалентных напряжений σ_z на верхней поверхности прихвата в двух продольных сечениях: вблизи боковых поверхностей и по середине. Анализ зависимости показывает, что эквивалентные напряжения вблизи боковых поверхностей прихвата имеют максимальные значения, что является следствием наличия деформации изгиба относительно крепежного винта от действия сил реакции между пластиной и прихватом и изгибающего момента от составляющих силы

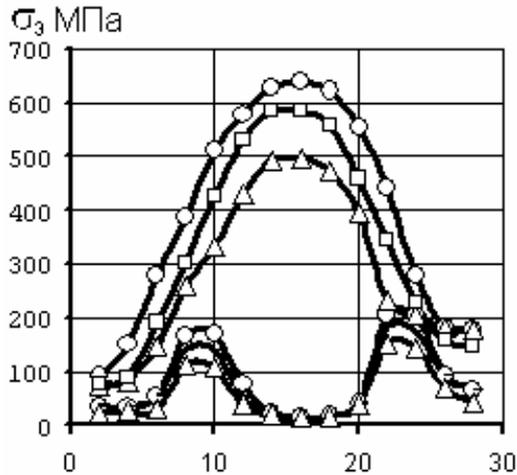


Рисунок 5 – Распределение эквивалентных напряжений σ_3 в продольных сечениях близи боковых поверхностей и по середине прихвата

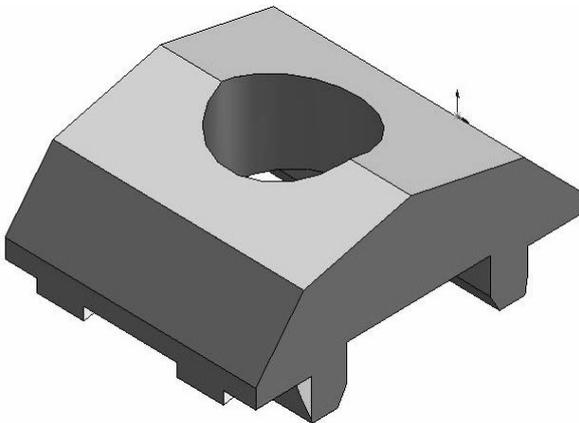


Рисунок 6 – Прихват с угловой верхней поверхностью

резания, стремящихся повернуть пластину относительно горизонтальной оси X (рисунок 2б).

Выводы

Для снижения величины эквивалентных напряжений и повышения прочности прихвата можно рекомендовать изготавливать верхнюю его поверхность не плоской, а, например, угловой формы (рисунок 6), что увеличит толщину в середине прихвата, снизит величину изгибных деформаций, вызываемых действием силовых факторов и повысит жесткость узла крепления режущей пластины.

Литература

- 1 Хае́т Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1975. – 168с.
- 2 Хае́т Г.Л., Миранцов Л.М. Исследования распределения напряжений в режущей части отрезного резца с механическим креплением пластинки твердого сплава. //Технология и организация производства. – Киев, 1971. – №1. – С.45-47.
- 3 Гузенко В.С., Миранцов Л.М. Влияние конструктивных параметров на напряженно-деформированное состояние режущих пластин // Надежность режущего инструмента - Краматорск: ДГМА, Вып. 4, 1991.- С. 61-72.
- 4 В.С.Гузенко, С.Л.Миранцов, В.Л.Федоров Математическое моделирование динамического состояния тяжело нагруженного инструмента //Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов: Специальный выпуск- Донецк: ДонГТУ. Вып.6,Т.1,1998.- С.220-222.
- 5 Общемашиностроительные нормативы режимов резания. Токарные и карусельные работы (выбор инструмента, режимов резания, определение расхода инструмента). – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 75с.

Матюха П.Г., Скрынников В.С.

ДНТУ, г. Донецк, Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УСЛОВИЙ ЗАКРЕПЛЕНИЯ
РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА С
ЗАМЕНЯЕМЫМИ ОПОРНЫМИ ПОДКЛАДКАМИ В ПРОЦЕССЕ
СБОРКИ**

The article contain descriptions of construction and mathematical model of conditions fixing of universally-collapsible cutting tool.

Введение

Современное производство ориентировано на запросы рынка и должно обладать достаточной гибкостью, обеспечивающей быструю переналадку на выпуск новой продукции. Такому производству должно соответствовать и гибкое инструментальное обеспечение. В связи с этим создание математической модели условий закрепления режущей части на державке универсально-сборного резца, позволяющей определить области применения конструкций инструмента, является актуальной задачей.

Математическая модель условий закрепления пластины используется для поиска оптимальных конструктивных параметров элементов крепления резцов, оснащенных многогранными пластинами [1], универсально-сборных резцов [2], а также определения технологических возможностей резцов модульных конструкций [3]. Исследования условий закрепления режущей части универсально-сборных резцов с заменяемыми опорными подкладками в литературе отсутствует.

Основная часть

Целью работы является разработка математической модели условий закрепления в процессе сборки режущей части универсально-сборного резца повышенной универсальности, которая достигается за счет заменяемых опорных подкладок, несущих многогранные неперетачиваемые пластины (МНП). В таких резцах заменяемые опорные подкладки кроме функций опоры выполняют дополнительную функцию закрепления. В результате конструкция позволяет устанавливать на одну державку МНП с различным числом граней и разными углами в плане.

Универсально-сборный резец [4] (рисунок 1) состоит из державки 1, в открытой проточке которой установлена заменяемая опорная подкладка 2 с режущей пластиной 3. Заменяемая опорная подкладка 2 имеет сквозное

овальное отверстие, в котором размещена втулка 4, цилиндрическая часть которой входит в отверстие в державке 1, а торец бурта контактирует с овальной поверхностью ступени отверстия в заменяемой опорной подкладке 2. Внутренняя поверхность втулки 4 имеет конический участок, с которым контактирует коническая часть подвижного штифта 5. Верхний конец подвижного штифта 5 размещен в отверстии пластины 3, а на нижний конец навинчена гайка 6. Закрепление МНП осуществляется гайкой 6, которая при навинчивании закрепляет МНП на подкладке и подкладку на державке.

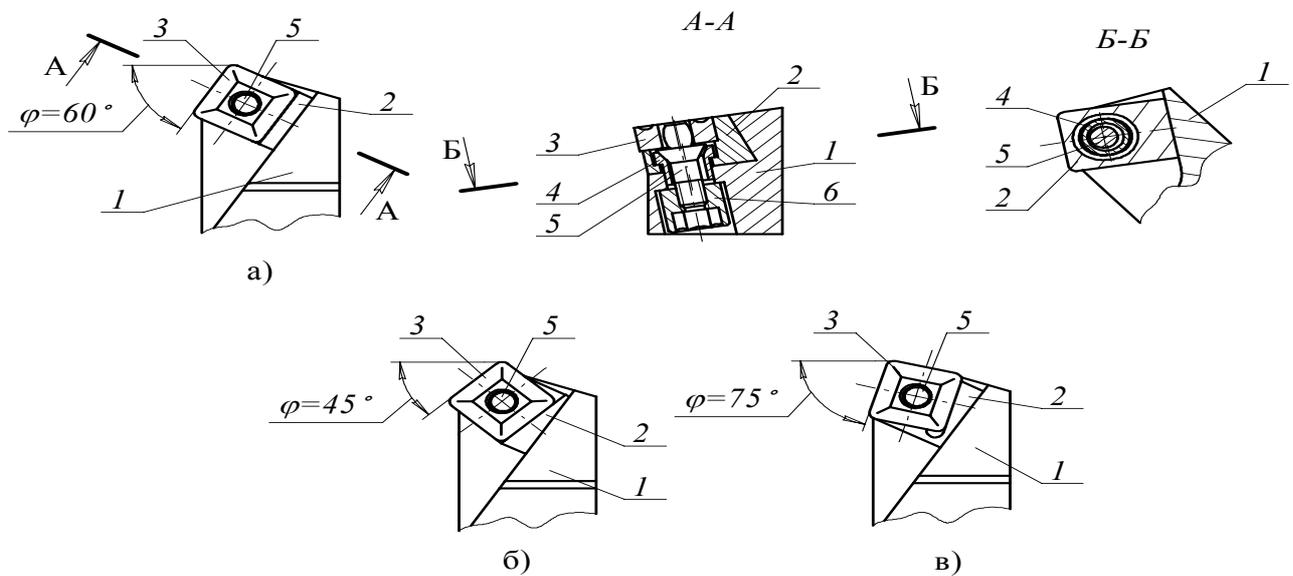
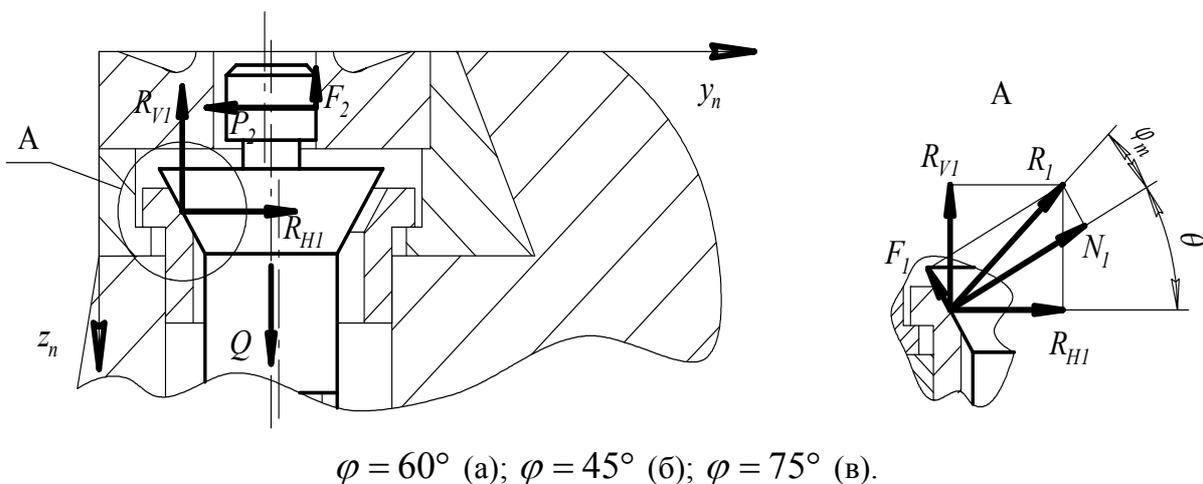


Рисунок 1 – Универсально-сборный резец с заменяемой опорной подкладкой:



$\varphi = 60^\circ$ (а); $\varphi = 45^\circ$ (б); $\varphi = 75^\circ$ (в).

Рисунок 2 – Схема сил действующих на штифт при закреплении подкладки с МНП на державке

Математическая модель условий закрепления режущей части на державке в процессе сборки включает:

- определение допустимых усилий на втулке и подкладке с режущей пластиной, создаваемых штифтом при его затяжке гайкой;
- определение допустимых усилий на подкладке и державке, создаваемых втулкой при закреплении МНП и втулки штифтом.

При определении усилий закрепления подкладки с режущей пластиной на державке универсально-сборного резца в процессе сборки распределенные нагрузки заменим сосредоточенными силами, приложенными в центре контактирующих участков поверхностей.

Рассмотрим определение допустимых усилий на втулке и подкладке с режущей пластиной, создаваемых штифтом при его затяжке гайкой. При затяжке штифта (рисунок 2) создается активная сила Q . В результате возникает реакция N_1 на конических поверхностях втулки и штифта. Перемещению штифта при затяжке противодействует сила трения F_1 , которая в сумме с силой N_1 дает равнодействующую R_1 . Последняя отклонена от нормали к конической поверхности на угол трения φ_m . При разложении равнодействующей R_1 на направления вдоль и перпендикулярно направлению оси штифта, получим горизонтальную R_{H1} и вертикальную R_{V1} составляющие. В месте контакта головки штифта с режущей пластиной возникает нормальная реакция P_2 и сила трения F_2 .

Условие равновесия штифта под действием активных и реактивных сил описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^N P_{y_n i} = 0; \\ \sum_{i=1}^N P_{z_n i} = 0, \end{cases}$$

где $P_{y_n i}$, $P_{z_n i}$ - проекции активных и реактивных сил, действующих на штифт, на оси y_n и z_n , соответственно.

Проекции сил на оси y_n и z_n координатной системы $x_n y_n z_n$ описывается следующими выражениями:

$$R_{H1} - P_2 = 0; \quad (1)$$

$$Q - R_{V1} - F_2 = 0. \quad (2)$$

Решив уравнения (1, 2), получим значения сил R_{H1} , R_{V1} и P_2 в

зависимости от силы затяжки штифта Q :

$$R_{H1} = \frac{Q}{\operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) + f}; \quad (3)$$

$$R_{V1} = \frac{Q \cdot \operatorname{tg}(\theta + \varphi_m)}{\operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) + f}; \quad (4)$$

$$P_2 = \frac{Q}{\operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) + f}. \quad (5)$$

Силы R_{H1} , R_{V1} и P_2 , определенные по формулам (3) - (5), ограничены значением силы затяжки штифта Q из условия его прочности на разрыв или срез резьбы.

Величину силы затяжки штифта Q , ограниченную прочностью на разрыв, определим по формуле [5]

$$Q_1 = \frac{\pi \cdot d_1^2 \cdot [\sigma_p]}{4}, \quad (6)$$

где d_1 - внутренний диаметр резьбы штифта; $[\sigma_p]$ - допустимое напряжение материала штифта на растяжение;

Силу Q , ограниченную срезом резьбы, найдем по зависимости [5]

$$Q_2 = \pi \cdot D_1 \cdot [\tau_{cp}] \cdot H \cdot k \cdot k_m, \quad (7)$$

где D_1 - внешний диаметр резьбы штифта; $[\tau_{cp}]$ - допустимое напряжение материала штифта на срез; H - длина контакта резьбы штифта с резьбой гайки; k - коэффициент полноты резьбы; k_m - коэффициент неравномерности нагружения резьбы.

Допустимые усилия на подкладке и державке, создаваемые втулкой, определим, используя расчетную схему (рисунок 3). На втулку со стороны штифта действуют составляющие сила R_1 вертикальная R_{V1} и горизонтальная R_{H1} , которые направлены в противоположную сторону по сравнению со штифтом. В результате действия составляющих возникает реакция R_3 на торце бурта втулки, которая может быть приведена к ее оси, а также реакции R_4 и R_5 на цилиндрической поверхности втулки. Равнодействующие R_4 и R_5 действуют на кромке отверстия в державке и на цилиндрической поверхности отверстия в державке на уровне нижнего торца втулки.

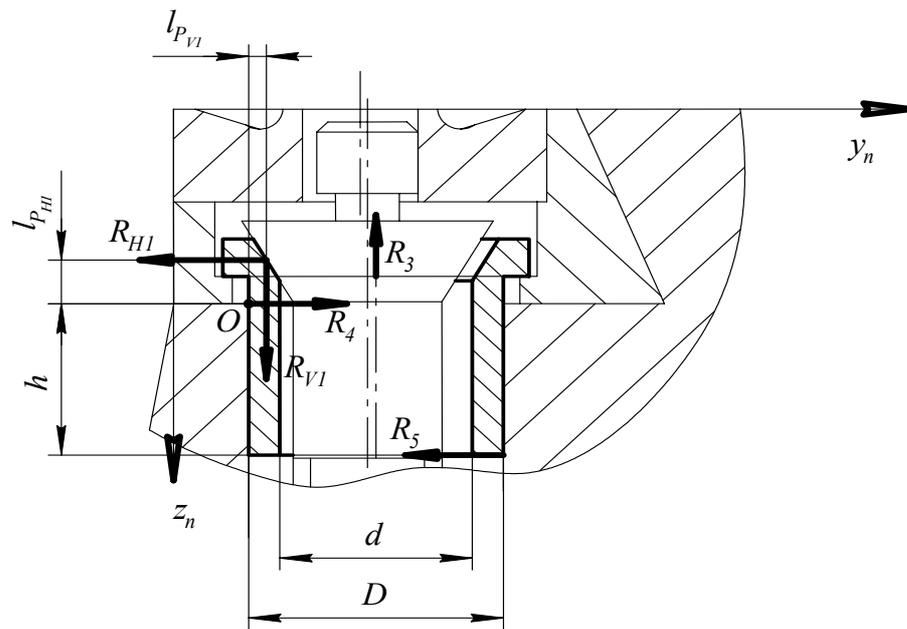


Рисунок 3 – Схема сил действующих на втулку при ее закреплении штифтом

Условие равновесия втулки под действием активных и реактивных сил описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^N P_{y_n i} = 0; \\ \sum_{i=1}^N P_{z_n i} = 0; \\ \sum_{i=1}^N M_{o i} = 0, \end{cases}$$

где $M_{o i}$ - сумма моментов, создаваемых активными и реактивными силами, относительно точки O .

Проекции сил на оси y_n , z_n и моменты сил вокруг точки O описываются следующими выражениями

$$-R_{H1} + R_4 - R_5 = 0; \quad (8)$$

$$R_{V1} - R_3 = 0; \quad (9)$$

$$R_{V1} \cdot l_{R_{V1}} - R_{H1} \cdot l_{R_{H1}} - R_3 \cdot \frac{D}{2} + R_5 \cdot h = 0. \quad (10)$$

Решив совместно уравнения (8) – (10), определим реакцию R_4 от действия силы Q

$$R_4 = Q \cdot \frac{\left(1 + \frac{1}{h} \cdot \left(l_{R_{H1}} + \left(\frac{D}{2} - l_{R_{V1}} \right) \cdot \operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) \right) \right)}{\operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) + f} \quad (11)$$

Допустимую величину сили R_4 при затяжке штифта с силой Q определим из условия среза втулки

$$R_4 \leq [\tau] \cdot \pi \cdot \left[\left(\frac{D}{2} \right)^2 - \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right], \quad (12)$$

где $[\tau]$ - допустимое напряжение материала втулки на срез; D, d - наружный и внутренний диаметры втулки.

Тогда, допустимая величина силы затяжки Q , при которой не происходит срез втулки будет иметь следующий вид

$$Q_3 \leq [\tau] \cdot \pi \cdot \left[\left(\frac{D}{2} \right)^2 - \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right] \frac{\operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) + f}{\left(1 + \frac{1}{h} \cdot \left(l_{RH1} + \left(\frac{D}{2} - l_{RV1} \right) \cdot \operatorname{tg}(\theta + \varphi_m) \right) \right)}. \quad (13)$$

Таким образом, величину силы затяжки штифта Q следует принимать наименьшим из значений, определенных из выражений (6), (7) и (13), то есть

$$Q \leq Q_1 \leq Q_2 \leq Q_3.$$

Используя описанную математическую модель, определим оптимальное значение внутреннего диаметра втулки исходя из условия, при котором достигаются максимальные силы закрепления режущей части к державке в процессе сборки.

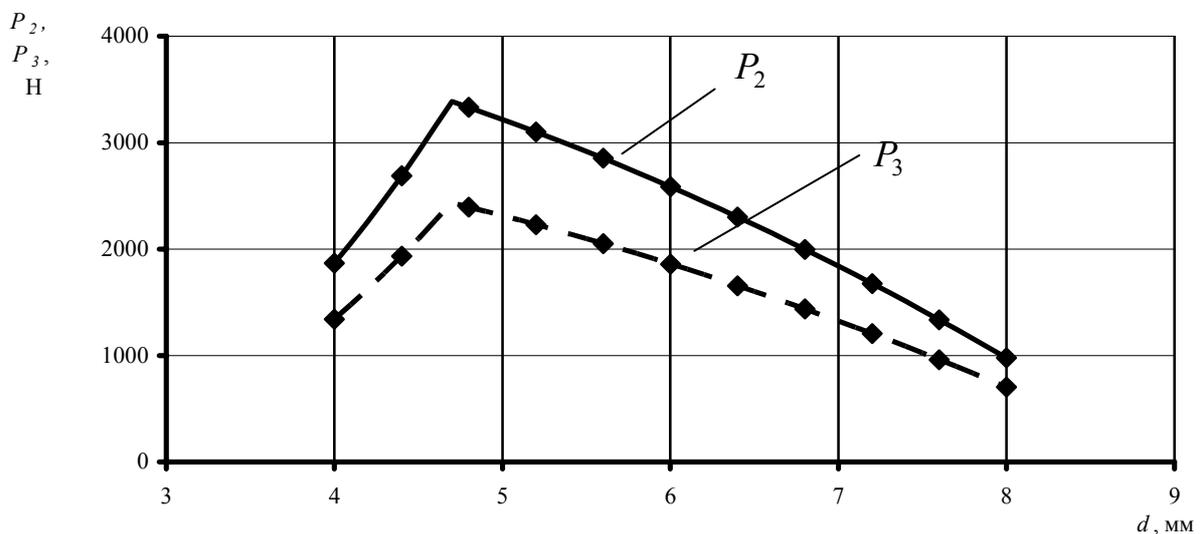


Рисунок 4 – Влияние внутреннего диаметра втулки d на силы закрепления подкладки P_2 и P_3 в процессе сборки при $\theta = 30^\circ$.

Силы закрепления подкладки с режущей пластиной на державке при сборке ограничены с одной стороны прочностью штифта, с другой стороны прочностью цилиндрической части втулки. Для увеличения

прочности штифта на разрыв и прочности витков резьбы штифта на срез необходимо увеличивать диаметр штифта. Однако увеличение диаметра штифта повлечет увеличение внутреннего диаметра втулки, и соответственно, уменьшение прочности втулки на срез. Так как ось штифта смещена относительно оси втулки на 1 мм, то диаметр штифта должен быть на 2 мм меньше внутреннего диаметра втулки, то есть $d_{ш} = d - 2$. Зависимость сил P_2 и P_3 от внутреннего диаметра втулки d представлена на рис. 4. Расчет производили по специальной программе на ПЭВМ для размеров штифта 4-8 мм. с шагом 0,1 мм. Как видно из графика, при внутреннем диаметре втулки $d \approx 5$ мм обеспечиваются наибольшие силы закрепления подкладки P_2 и P_3 в процессе сборки, который и должен быть принят при разработке рабочих чертежей резца с сечением державки 25x25 мм.

Выводы

Как видно из приведенных расчетов, наличие математической модели условий закрепления режущей части на державке в процессе сборки позволяет оптимизировать конструктивные параметры элементов узла крепления не прибегая к трудоемким экспериментам.

Литература

1 Круглов Е.И., Игнатенко Ю.В., Андрейчиков О.С. Повышение надежности и долговечности резцов со сменными механически закрепляемыми пластинами/ Проблемы повышения качества, надежности и долговечности машин: Сб. науч. тр. – Брянск: БИТМ, 1989. – 148 с.

2 Матюха П.Г., Гринев Ю.А. Исследование условий закрепления поворотной подкладки с режущей пластиной на державке универсально-сборного резца./ Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10 – 318 с.

3 Савенков В.А., Матюха П.Г. Система расточных резцов для обработки отверстий диаметром 70-100 мм./ Современные металлорежущие системы машиностроения/ Материалы 3-й Всеукраинской студенческой конференции. Выпуск 4-й. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 179 с.

4 Патент на винахід №54432 В23В27/16. Різальний інструмент./ Матюха П.Г., Гринев Ю.О., Федченко О.Г.. Опубл. 17.03.2003. Бюл. №3.

5 Решетов Д.Н. Детали машин: Учебник для студентов машиностроительных и механических специальностей вузов. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1989. 496 с.

УДК 621.914.2

Лупкин Б.В., Родин Р.П., Мамлюк О.В.

НТУУ «КПІ», Київський авіаційний технікум, г. Київ, Україна

ИСХОДНЫЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ ПОВЕРХНОСТИ ДОЛБЯКОВ С НАКЛОННОЙ ОСЬЮ ПРИ ОБРАБОТКЕ ШЛИЦЕВЫХ ВАЛОВ

Processes forming spline shaft break-in gear cutturs with an inclined axis, and also a technique and algorithms of calculation of a structure auxiliary making rack and structures of an initial tool surface in various sections, perpendicular axes of the tool are considered.

Вступление

Шлицевые валы являются широко распространенными деталями. Поэтому, важной задачей является разработка прогрессивных процессов формообразования и режущих инструментов для их изготовления.

Одним из прогрессивных процессов обработки шлицевых валов является долбление обкаточными долбяками с наклонной осью. В ряде работ [1, 2, 3] рассматривались вопросы формообразования шлицевых валов зуборезными долбяками с наклонной осью на основе исходных инструментальных поверхностей, образованных по первому способу [3].

Однако, вопросы формообразования шлицевых валов зуборезными долбяками с наклонной осью на основе исходных инструментальных поверхностей, образованных по второму способу с помощью вспомогательной производящей поверхности, не были рассмотрены. Поэтому, в данной статье разработаны методика и порядок расчета формы исходной инструментальной поверхности, образованной с помощью вспомогательной производящей рейки, что упрощает решение задач анализа процессов формообразования шлицевых валов долбяками с наклонной осью.

Определение исходных инструментальных поверхностей, сопряженных с поверхностью шлицевого вала

При обработке шлицевых валов долбяками с наклонной осью относительное движение заготовки и инструмента сводится к качению без скольжения начального конуса детали по начальному конусу инструмента. Оси начальных конусов являются пересекающимися прямыми, угол между которыми равен ε (рисунок 1).

При образовании исходной инструментальной поверхности по второму способу [3] сообщим системе координат XYZ , не связанной ни с заготовкой, ни с инструментом, прямолинейно-поступательное движение со скоростью \vec{V} , перпендикулярной плоскости, в которой лежат оси детали и долбяка. В этом случае движение шлицевого вала относительно системы XYZ сводится к качению начального цилиндра, связанного с шлицевым валом, по начальной плоскости, связанной с системой XYZ .

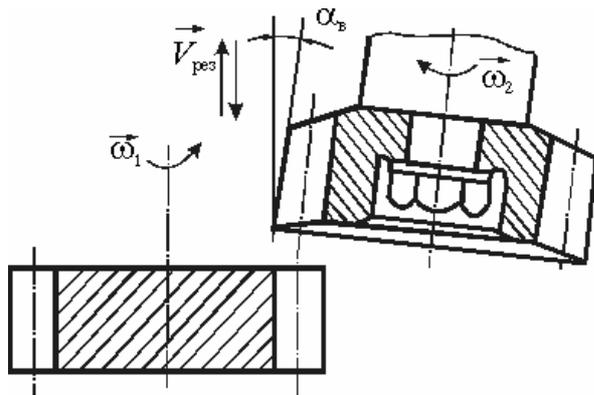


Рисунок 1 – Схема обработки шлицевого вала

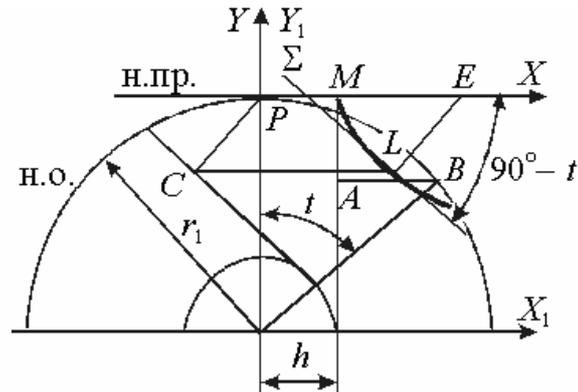


Рисунок 2 – Определение профиля вспомогательной производящей поверхности в системе XY

В результате этого движения поверхность вала в системе XYZ занимает ряд последовательных положений, огибающая к которым будет вспомогательной производящей поверхностью.

Рассмотрим сечения, перпендикулярные оси шлицевого вала, в которых будет наблюдаться качение без скольжения начальной окружности, связанной с профилем вала, по начальной прямой, связанной с искомым профилем вспомогательной производящей поверхности (рисунок 2).

Уравнение профиля боковой стороны *МА* шлицевого вала в системе X_1Y_1 будет:

$$X_1 = h.$$

Угол ψ между прямой *МА* и осью *X* равен $\psi = 90^\circ$.

При $\psi = 90^\circ$ уравнение контакта будет таким:

$$\cos t = \frac{Y_1}{r_1},$$

где r_1 – радиус начальной окружности, связанной с профилем шлицевого вала.

Формулы преобразования координат будут:

$$X = X_1 \cos t - Y_1 \sin t + r_1 t,$$

$$Y = X_1 \sin t + Y_1 \cos t - r_1.$$

Совместное рассмотрение формул преобразования координат и уравнения контакта определяет совокупность точек контакта сопряженных профилей в системе XY , которая будет профилем вспомогательной производящей поверхности.

Вспомогательная производящая поверхность будет поверхностью фасонной рейки, образующие которой идут параллельно оси шлицевого вала.

Плоскость Σ , касательная к вспомогательной производящей рейке, в рассматриваемой произвольной точке L составляет угол t с осью Y . В сечении $II-II$, перпендикулярном оси долбяка (рисунок 3), касательная к профилю рейки в точке L будет составлять с осью Y_3 угол t_2 , равный:

$$\operatorname{tg} t_2 = \operatorname{tg} t_1 \cdot \cos \varepsilon.$$

В сечении $II-II$ координаты точек профиля производящей рейки в системе X_3Y_3 будут равны:

$$\begin{aligned} X_3 &= X, \\ Y_3 &= \frac{Y}{\cos \varepsilon}. \end{aligned}$$

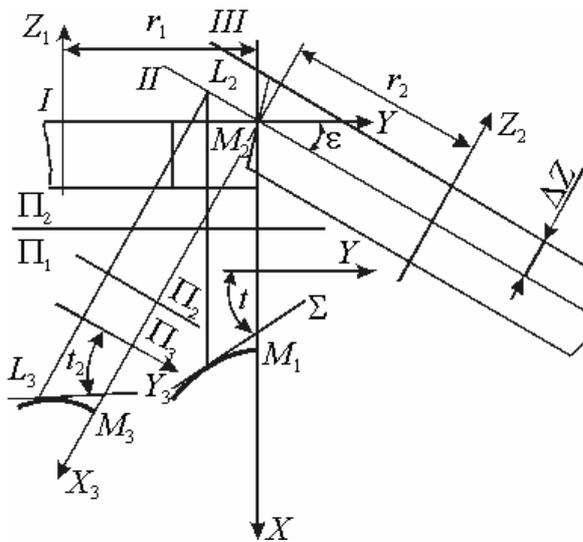


Рисунок 3 – Определение профиля производящей рейки в произвольном сечении

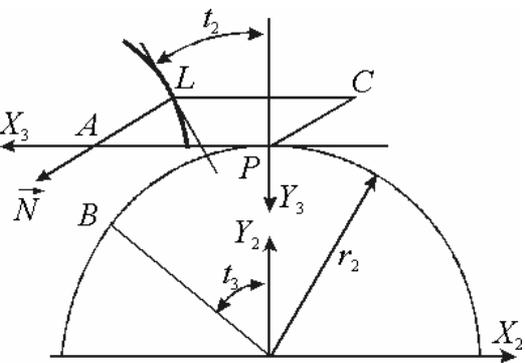


Рисунок 4 – Определение профиля долбяка

В произвольном сечении $III-III$, находящимся от сечения $II-II$ на расстояние ΔZ , координаты точек профиля производящей рейки, будут такими:

$$\begin{aligned} X_3 &= X, \\ Y_3 &= \frac{Y - \Delta Z \sin \varepsilon}{\cos \varepsilon}. \end{aligned}$$

В сечениях, перпендикулярных оси долбяка, относительное движение профиля производящей рейки и профиля долбяка с наклонной осью сводится к качению без скольжения начальной прямой, связанной с рейкой, по начальной окружности, связанной с инструментом.

При этом движении профиль рейки относительно инструмента занимает ряд последовательных положений, огибающая к которым будет профилем долбяка с наклонной осью в соответствующем сечении, перпендикулярном его оси. Уравнение контакта в рассматриваемом случае (рисунок 4) будет таким:

$$t_3 = \frac{-Y_3 \operatorname{tg} \psi + X_3}{r_2} = \frac{-Y_3 \operatorname{ctg} t_2 + X_3}{r_2}.$$

По формулам преобразования координат находятся точки контакта сопряженных профилей в системе X_2Y_2 , совокупность которых будет профилем исходной инструментальной поверхности.

$$X_2 = (r_2 t_3 - X_3) \cos t_3 - (r_2 - Y_3) \sin t_3,$$

$$Y_2 = (r_2 - Y_3) \cos t_3 + (r_2 t_3 - X_3) \sin t_3.$$

где r_2 – радиус начального цилиндра, связанного с долбяком с наклонной осью.

Радиус r_2 определяют по зависимости:

$$r_2 = r_1 \frac{Z_0}{Z},$$

где Z – число зубьев шлицевого вала; Z_0 – число зубьев долбяка.

Важной задачей, при определении исходной инструментальной поверхности, является выбор размеров радиусов r_1 и r_2 начальных цилиндров. Решение этой задачи основывается на анализе известных условий формообразования [3].

Исходя из условия соприкосновения поверхности производящей рейки без внедрения в тело шлицевого вала, радиус r_1 определяют по зависимости:

$$r_1 \geq \sqrt{R_a^2 - 0,75 h^2},$$

где R_a – радиус окружности выступов шлицевого вала (радиус наружной окружности вала); h – половина ширины шлица.

Исходя из условия непересечения смежных участков исходной инструментальной поверхности, сопряженных с окружностью впадин и с боковой стороной шлицевого вала, радиус r_1 должен быть равен:

$$r_1 = R_f,$$

где R_f – радиус окружности впадин.

При обработке шлицевых валов радиус r_1 берется равным:

$$r_1 = \sqrt{R_a^2 - 0,75 h^2}.$$

Однако, в этом случае не выполняется условие $r_1 = R_f$ и во впадине шлицевого вала образуется переходная кривая.

Выводы

Разработана теория и даны аналитические зависимости для определения исходной инструментальной поверхности зуборезного долбяка с наклонной осью при обработке шлицевого вала.

Литература

- 1 Родин П.Р., Самохин Г.И. Эвольвентные долбяки с наклонной осью, работающие методом обкатки. – Сб. Станки и режущие инструменты, вып. 5. – Харьков, 1967.
- 2 Родин П.Р., Самохин Г.Н. Профилирование долбяков с наклонной осью. – Сб. Станки и режущие инструменты, Вып. 5. – Харьков, 1967.
- 3 Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием. – К: Выща школа, 1977. – 192 с.

УДК 621.9

Мироненко Е.В.; Овчаренко В.А.; Стадник А.Н.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ДЛЯ СТЕРЖНЕВЫХ СИСТЕМ

The methodology of modelling complex designs of the modular tool with application of settlement - analytical methods of the final elements is offered, allowed to estimate tensely - deformed a condition and durability of modular cutters on designing stage.

Введение

На стадии разработки новых конструктивных вариантов сборных резцов важно определить их жесткость и прочность расчетным путем. Исследования напряженно-деформированного состояния режущего клина инструмента проводилось методом конечных элементов. При этом исследовались напряжения возникающие в непосредственной близости от вершины резца. Математические исследования напряженно-деформированного состояния были связаны с режущими элементами, но не исследовались сложной конструкции сборного инструмента.

Анализ исследований и публикаций по проблеме

Исследованию напряженно-деформированного состояния режущего клина инструмента методом конечных элементов посвящены работы [1, 2]. Авторы в качестве расчетной схемы применяли режущий клин простой или сложной формы, нагруженный составляющими силы резания. При этом исследовались напряжения, возникающие в непосредственной близости от вершины клина. Для проведения анализа режущий инструмент условно разбивался на конечные элементы, точки соединения которых называются узловыми точками. В этом случае любая сложная и фасонная форма режущего инструмента может быть разбита на элементы с высокой степенью точности.

В работе [3] исследовал напряженно-деформированное состояние режущей части инструмента методом конечных элементов и показал, что изменение нагрузок приводит к изменению напряженного состояния режущего инструмента. Появление фаски износа на задней грани, увеличение радиуса закругления приводит к резкому росту контактных нагрузок на задней грани и увеличению температурного поля режущей части. Расчеты напряжений показывают, что в этом случае максимальные напряжения сосредотачиваются у передней грани возле режущей кромки.

Н.С. Равская, К.Н. Рудаков, А.Н.Новиков [4] исследовали режущий зуб отрезной цепной пилы, решая при этом трехмерную задачу теории

упругости. В качестве критериев прочности для твердосплавного зуба пилы использовался критерий максимальных октаэдрических напряжений. Для дискретизации зуба отрезной пилы при расчете напряженно-деформированного состояния авторы использовали конечные элементы в форме прямоугольных параллелепипедов. Авторы установили распределение напряжений и их направление при различных условиях эксплуатации.

В работах [2, 3] методом конечных элементов рассчитаны напряжения в твердосплавной режущей пластине, которая крепится к державке резца. При этом установлено, что метод крепления режущей пластины, а также её конструктивные параметры существенно влияют на напряженно-деформированное состояние режущей части резца.

Таким образом, на основе анализа методов исследования прочности режущих элементов, можно сделать вывод, что аналитические исследования напряженно-деформированного состояния были связаны в основном с режущими элементами различных видов инструмента, однако не исследовалось состояние сложных агрегатно-модульных конструкций инструмента.

Методика исследований

Для определения напряженно-деформированного состояния сборных резцов сложной конструкции предложена методика расчета, основанная на методе конечных элементов для стержневых систем.

Применительно к пространственным стержневым системам МКЭ представляет собой дальнейшее развитие метода перемещений при раскрытии статической неопределимости, где за неизвестные принимаются линейные и угловые перемещения. В случае пространственной системы незакрепленный узел имеет шесть неизвестных перемещений: три линейных смещения вдоль координатных осей и три угловых перемещения относительно осей, параллельных координатным осям.

Для пространственной стержневой системы составляющие, входящие в уравнения, (1) приобретают следующий смысл:

$$[K]\{\delta\} = \{R\}, \quad (1)$$

где: $[K]$ – матрица жесткости всей конструкции в глобальной (общей) системе координат – реакции в i –том направлении от j - того единичного перемещения; $\{\delta\}$ – искомый вектор узловых перемещений в глобальной системе координат; $\{R\}$ – вектор узловых нагрузок в глобальной системе координат. Положительные направления перемещений и усилий в местной системе координат приведены на рисунках 1 и 2.

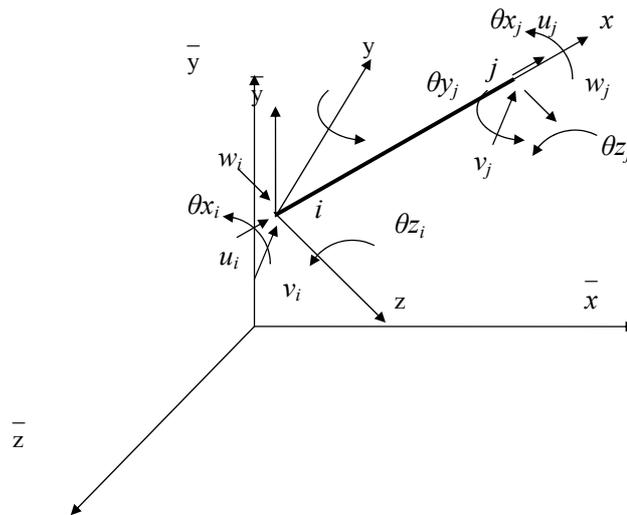


Рисунок 1 – Положительные направления перемещений узлов конечного элемента в локальной системе координат

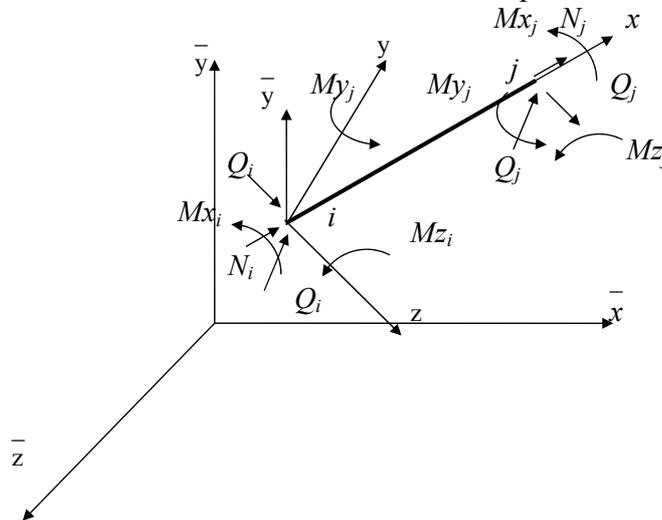


Рисунок 2 – Положительные направления усилий в узлах конечного элемента в локальной системе координат

$$|K| = \sum_{i=1}^n |K|^e,$$

где: n – число конечных элементов, $\{\delta\}$ – вектор перемещения всех узлов, $\{R\}$ – вектор узловых нагрузок.

Любая задача МКЭ в конечном итоге сводится к системе уравнений (1). Её порядок равняется произведению числа узлов на количество степеней свободы узла.

На основании приведенного математического аппарата разработана прикладная программа для расчета напряженно-деформированного состояния сложных конструкций сборных резцов.

Блок-схема основной программы приведена на рисунке 3.

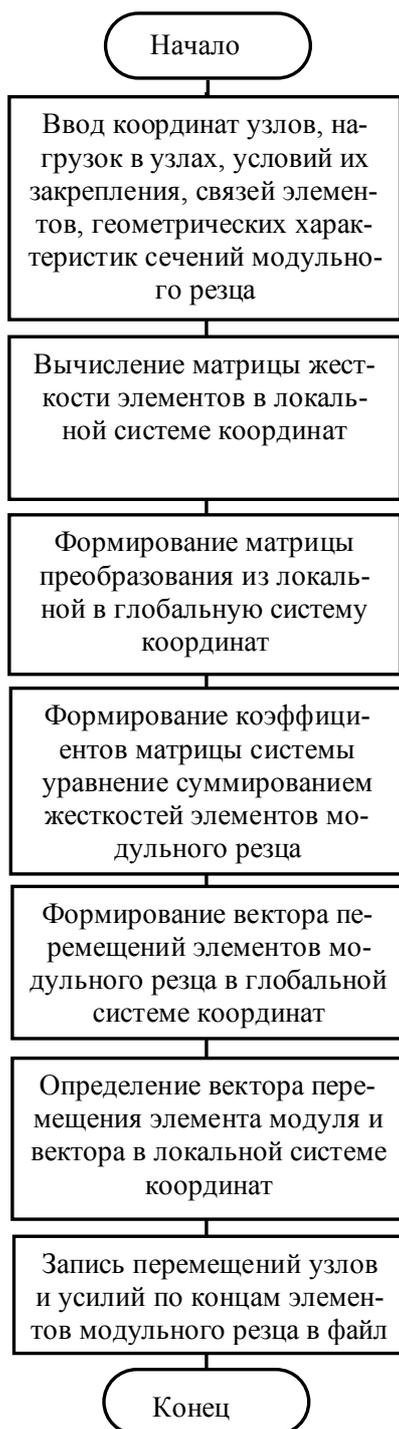


Рисунок 3 – Блок-схема расчета напряженно-деформированного состояния сборного резца

Исследование напряженно – деформированного состояния сборного резца

В качестве исследуемого варианта рассмотрим конструкцию резца с винтовым креплением в пластинчатом суппорте тяжелого токарного станка с ЧПУ.

Для того чтобы получить математическую модель конструкции, проанализировав действие составляющих сил резания и приняв конструктивные особенности резца составим пространственно-расчетную схему конструкции с учетом степеней свободы каждого узла (рисунок 4).

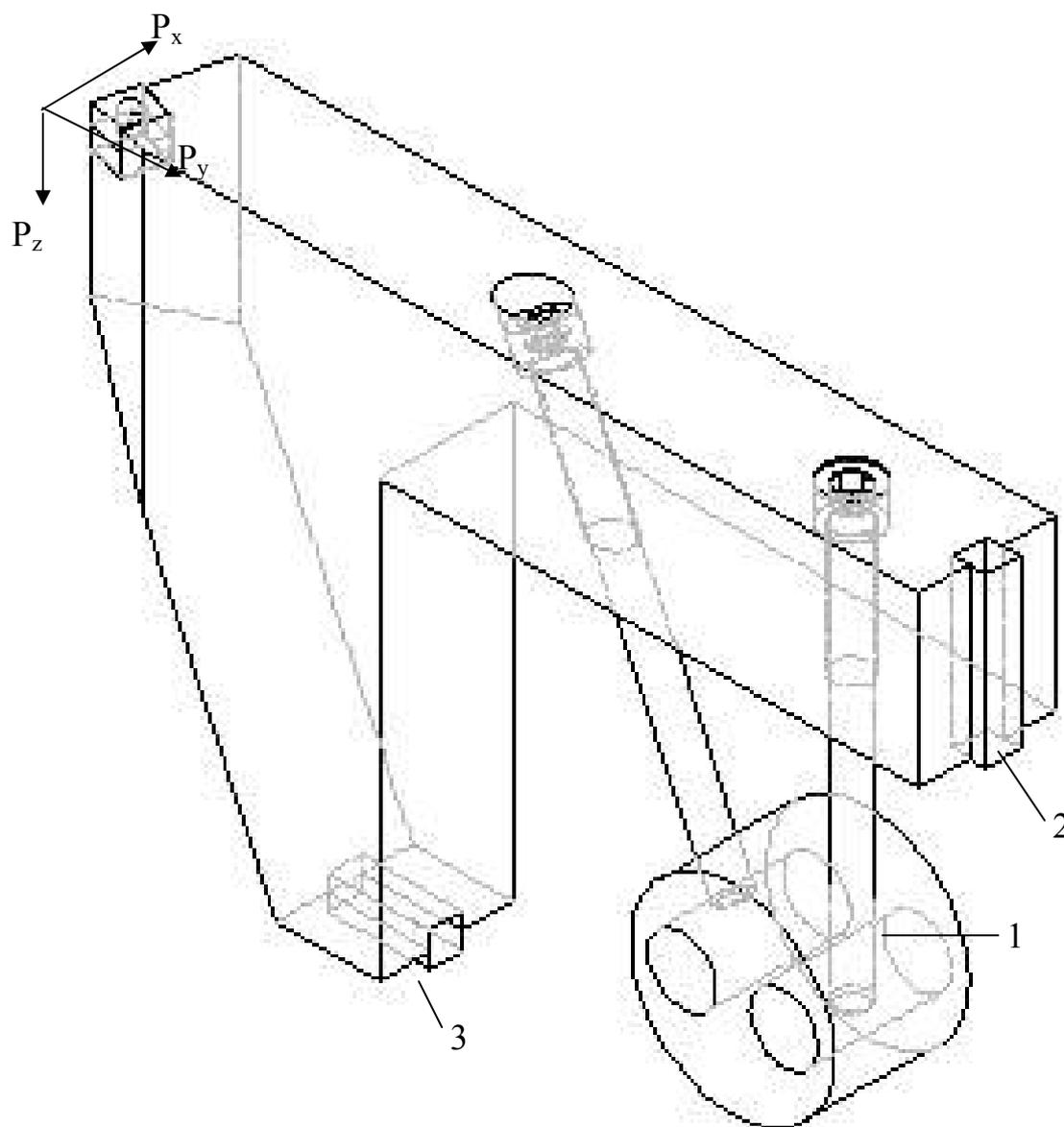


Рисунок 4 – Сборный резец с винтовым креплением

Для построения дискретной модели пространственно-расчетная схема сборного резца определяем конечное число основных узлов, точек 7, элементов 6, их связи, которые в совокупности аппроксимируют форму области исследования.

Проанализировав результаты расчета и состояния пространственной системы агрегатно-модульного резца с винтовым креплением, построив

эпюры продольных сил, эпюры поперечных сил и изгибающих моментов, а также эпюры крутящих моментов, можно сделать вывод, что наиболее напряженными являются 2, 3, 4, 5 элементы.

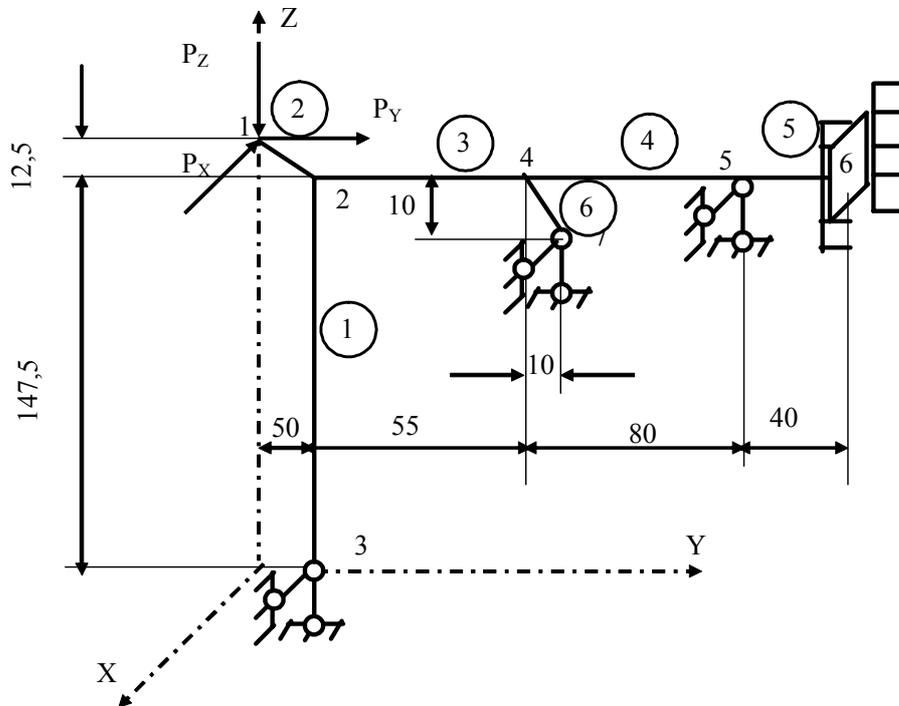


Рисунок 5 – Расчетная схема сборного резца с винтовым креплением

Выводы

Предложена методология моделирования сложных конструкций модульного инструмента с применением расчетно-аналитических методов конечных элементов, позволившая оценить напряженно-деформированное состояние и прочность сборных резцов на стадии проектирования.

Литература

1 Гречишников В.А., Кокарев В.И., Копейкин В.И., Уваров Н.А. К вопросу применения метода конечных элементов при проектировании сверл для глубокого сверления. //IV Международный конгресс «Конструкторско-технологическая информатика 2000», Москва, 2000: КТИ-2000: Тр. Конгр. Т1. М.:2000.-С.156-157.

2 Малыгин В.И., Лобанов Н.В. Модель напряженно-деформированного состояния режущего элемента сборного инструмента // Вестник машиностроения.-2000.-№2.-С.22-26.

3 Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента.- М.: Машиностроение, 1979. -168 с.

4 Равская Н.С., Рудаков К.Н., Новиков А.Н. Расчет объемного напряженно-деформированного состояния зуба отрезной пилы, армированного твердым сплавом. //Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва.-Київ: Вища школа, 1998.- С. 369-373.

УДК 621.9

Солодкий В.И., Равская Н.С.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

ЧИСЛЕННЫЙ СПОСОБ ЗАМЕНЫ ОГИБАЮЩЕЙ ДУГОЙ ОКРУЖНОСТИ

The ways of replacement of an envelope initial instrumental surface by arcs of several circles are considered which sequentially incorporate among themselves, without formation of points of a fracture. The mathematical relations oriented on the numerical methods are obtained.

Введение

Современный режущий инструмент характеризуется сложным профилем исходной инструментальной поверхности, форма которой наследуется режущими кромками. Заточка такого инструмента сопряжена с определенными трудностями. По этому профиль огибающей исходной инструментальной поверхности (ИИП), полученный в результате расчетов, заменяют отрезками дуг окружностей.

Теоретические основы замены кривой частью дуги, известные как "способ наименьших квадратов" были разработаны Гауссом еще в 1794 году, и в последствии многократно адаптировались для конкретных прикладных задач. В основном это касалось формы представления исходных данных, и способов решения отдельных сторон общей задачи замены кривой дугой окружности.

Однако, в большинстве случаев задача замены кривой рассматривается только для одной окружности. В тоже время, в инструментальном производстве, как правило, кривую огибающей ИИП приходится заменять несколькими дугами, которые последовательно сопряжены, друг с другом.

В настоящей работе предложен ряд способов, замены кривой дугами нескольких окружностей, ориентированных на применение ЭВМ и современных инженерных программ, таких как MathCAD, Maple, Derive и других [1, 2, 3, 4].

Способ совместного решения группы уравнений

Огибающая исходной инструментальной поверхности [5], полученная расчетным путем, может быть представлена массивом точек с координатами $(x_i; y_i): (i=0...n)$. Возможно два варианта определения параметров заменяющей окружности:

- поочередное решение ряда групп систем уравнений, с последующим усреднением полученных результатов;
- одновременное решение всей совокупности уравнений, без последующего усреднения полученных результатов.

Следует отметить, что при достаточно большом количестве расчетных точек оба способа дают одинаковые результаты.

Рассмотрим способ поочередного решения ряда групп уравнений, с последующим усреднением результатов. Пусть расчетная кривая задана массивом координат $(x_i; y_i): (i=0...n)$. В общем случае уравнение окружности можно записать в виде:

$$f_1 \equiv (x_i - x_c)^2 + (y_i - y_c)^2 = r^2,$$

где x_i, y_i – текущие координаты точек принадлежащих окружности; x_c, y_c – координаты центра окружности (заменяющей окружности); r – радиус заменяющей окружности.

Данное уравнение содержит три неизвестных параметра x_c, y_c и r , поэтому для их нахождения необходимо решить систему из трех уравнений:

$$\left. \begin{aligned} (x_1 - x_c)^2 + (y_1 - y_c)^2 - r^2 &= 0 \\ (x_2 - x_c)^2 + (y_2 - y_c)^2 - r^2 &= 0 \\ (x_3 - x_c)^2 + (y_3 - y_c)^2 - r^2 &= 0 \end{aligned} \right\}.$$

Последовательно решая приведенную систему из трех уравнений, получим следующие зависимости для определения входящих в нее параметров:

$$y_c = \frac{-x_2^2 x_3 + x_1^2 (x_3 - x_2) + x_3 (y_1^2 - y_2^2) + x_1 (x_2^2 - x_3^2 + y_2^2 - y_3^2) + x_2 (x_3^2 - y_1^2 + y_3^2)}{2(x_3(y_1 - y_2) + x_1(y_2 - y_3) + x_2(y_3 - y_1))}$$

$$x_c = \frac{x_1^2 - x_2^2 - 2y_c y_1 + y_1^2 + 2y_c y_2 - y_2^2}{2(x_1 - x_2)}, \quad r = \sqrt{(x_1 - x_c)^2 + (y_1 - y_c)^2}.$$

Полученные значения параметров x_c, y_c и r характеризуют окружность, которая проходит только через три выбранные точки. Для того чтобы получить параметры заменяющей окружности, которая проходит через весь массив $(x_i; y_i): (i=0...n)$ точек расчетной кривой, можно поступить следующим образом:

- группируя расчетные точки по три, найти параметры x_c, y_c и r заменяющих окружностей для каждой тройки расчетных точек. При этом группирование исходных данных, может быть произвольным и одновременно с частичным повторением исходных точек;
- полученные значения расчетных параметров x_c, y_c и r для созданных групп точек, усреднить и принять за окончательные.

Рассмотренный способ удобен тем, что не содержит сложных вычислений, однако их результат зависит от характера группирования исходных данных.

Способ глобального решения системы из трех уравнений, одновременно оперирующий со всеми расчетными точками, позволяет

определить параметры заменяющей окружности непосредственно по всем точкам кривой. В этом случае система уравнений имеет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 & -2\sum_{i=1}^n x_i^3 + 6\sum_{i=1}^n x_i^2 x_c - 6\sum_{i=1}^n x_i x_c^2 + n2x_c^3 - 2\sum_{i=1}^n y_i^2 x_i + 2\sum_{i=1}^n y_i^2 x_c + 4y_c \sum_{i=1}^n x_i y_i - \\
 & \quad - 4\sum_{i=1}^n y_i y_c x_c - 2y_c^2 \sum_{i=1}^n x_i + 2ny_c^2 x_c + 2r^2 \sum_{i=1}^n x_i - 2nr^2 x_c = 0 \quad , \\
 & -2\sum_{i=1}^n x_i^2 y_i + 2\sum_{i=1}^n x_i^2 y_c + 4\sum_{i=1}^n x_i y_i x_c - 4\sum_{i=1}^n x_i x_c y_c - 2x_c^2 \sum_{i=1}^n y_i + \\
 & \quad + 2nx_c^2 y_c - 2\sum_{i=1}^n y_c^3 + 6\sum_{i=1}^n y_i y_c^2 + 2ny_c^3 + 2r^2 \sum_{i=1}^n y_i - 2nr^2 y_c = 0 \quad , \\
 & \quad \sum_{i=1}^n x_i^2 - 2\sum_{i=1}^n x_i x_c + nx_c^2 + \sum_{i=1}^n y_i^2 - 2\sum_{i=1}^n y_i y_c + ny_c^2 - nr^2 = 0 \quad .
 \end{aligned}$$

Полученные параметры x_c , y_c и r соответствуют заменяющей окружности, которая проходит через весь массив базовых точек с наименьшей погрешностью.

Более простое выражение уравнений, для определения параметров x_c , y_c и r заменяющей окружности, можно получить, несколько изменив форму представления критерия оптимизации записав его в виде:

$$f_2 \equiv \left(\sqrt{(x_i - x_c)^2 + (y_i - y_c)^2} - r \right)^2 = 0.$$

В этом случае система уравнений принимает вид:

$$\begin{aligned}
 & \sum_i \frac{\sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2} - r}{\sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2}} (2x_c - 2x_i) = 0, \\
 & \sum_i \frac{\sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2} - r}{\sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2}} (2y_c - 2y_i) = 0, \\
 & \sum_i \left(-2\sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2} + 2r \right) = 0.
 \end{aligned}$$

Или в свернутом виде:

$$\begin{aligned}
 & \sum_i \frac{K_i - r}{K_i} (2x_c - 2x_i) = 0, \quad \sum_i \frac{K_i - r}{K_i} (2y_c - 2y_i) = 0, \\
 & \quad \sum_i (-2K_i + 2r) = 0, \\
 & \quad K_i = \sqrt{x_i^2 - 2x_i x_c + x_c^2 + y_i^2 - 2y_i y_c + y_c^2}
 \end{aligned}$$

Следует отметить, что с математической точки зрения уравнения f_1 и f_2 эквивалентны. Однако, по физической интерпретации, входящих в них величин, они разные. Уравнение f_1 оперирует с разностью квадратов отклонений, а уравнение f_2 с квадратом разности. Это не совсем одно и

тоже, что иллюстрируется приведенными ниже результатами тестовых расчетов (таблица 1).

Таблица 1 – Результаты тестовых расчетов

Уравнение	x_c , мм	y_c , мм	r , мм	Средняя погрешность, %
f_1	0,161	- 0,486	10,634	3,194
f_2	0,122	- 0,487	10,645	3,176

В приведенной таблице, величина средней погрешности определялась как усредненное отклонение расстояний от расчетных точек до заменяющей окружности, измеренное по нормали к последней. При этом важно учитывать не численные значения параметров x_c , y_c и r , а величину средней погрешности замены кривой дугой окружности.

Если координаты центра заменяющей окружности известны или заданы (например, ось инструмента), то радиус заменяющей окружности для всех расчетных точек можно определить как:

$$r = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n x_i^2 - 2\sum_{i=1}^n x_i x_c + n x_c^2 + \sum_{i=1}^n y_i^2 - 2\sum_{i=1}^n y_i y_c + n y_c^2}{n}}$$

Способ наименьших квадратов

Для того чтобы определить параметры x_c , y_c и r , заменяющей окружности в явном виде, можно использовать способ наименьших квадратов [6] для всех точек исходной кривой одновременно. Запишем уравнение окружности в виде:

$$(x_i - x_c)^2 + (y_i - y_c)^2 = r^2.$$

Тогда искомая функция способа наименьших квадратов примет вид:

$$f_3 \equiv \left(\left(\sum_{i=1}^n x_i - n x_c \right)^2 + \left(\sum_{i=1}^n y_i - n y_c \right)^2 - n r^2 \right)^2.$$

Выполнив дифференцирование уравнения f_3 по параметру r , и приравняв его нулю, получим уравнение:

$$\frac{\partial f_3}{\partial r} = n r^2 - r \sum_{i=1}^n x_i^2 + 2 r x_c \sum_{i=1}^n x_i - n r x_c^2 - R \sum_{i=1}^n y_i^2 + 2 r y_c \sum_{i=1}^n y_i - n y_c^2 = 0.$$

Решив это уравнение относительно параметра r , получим выражение для определения радиуса заменяющей окружности:

$$r = \frac{1}{\sqrt{n}} \sqrt{n x_c^2 + n y_c^2 - 2 x_c \sum_{i=1}^n x_i + \sum_{i=1}^n x_i^2 - 2 y_c \sum_{i=1}^n y_i + \sum_{i=1}^n y_i^2}.$$

Далее, выполняем дифференцирование уравнения f_3 по параметру x_c и получаем выражение:

$$\frac{\partial f_3}{\partial x_c} = \frac{4}{n} \left(\sum_{i=1}^n x_i \right) \left(\sum_{i=1}^n x_i^2 - 2y_c \sum_{i=1}^n y_i + \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) - \frac{8}{n} x_c \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 + \left(2x_c \sum_{i=1}^n x_i^2 - \sum_{i=1}^n x_i^3 + 2y_c \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i y_i^2 \right) = 0$$

Откуда определяем координату y_c центра заменяющей окружности:

$$y_c = \frac{2x_c \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 - \sum_{i=1}^n x_i \left(\sum_{i=1}^n x_i^2 + \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) + n \left(-2x_c \sum_{i=1}^n x_i^2 + \sum_{i=1}^n x_i^3 + \sum_{i=1}^n y_i^2 x_i \right)}{-2 \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i + 2n \sum_{i=1}^n y_i x_i}$$

Далее, выполняем дифференцирование уравнения f_3 по параметру y_c и получаем выражение:

$$\begin{aligned} \frac{\partial f_3}{\partial y_c} &= \frac{C_1 + C_2 + C_3}{\sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i - n \sum_{i=1}^n x_i y_i} = 0, \\ C_1 &= \sum_{i=1}^n x_i^3 \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 + n \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i \sum_{i=1}^n x_i y_i - 2n x_c \left(\sum_{i=1}^n x_i y_i \right)^2 - \\ &\quad - 2x_c \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 \sum_{i=1}^n y_i^2 - n \sum_{i=1}^n x_i^3 \sum_{i=1}^n y_i^2 - \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n x_i y_i \sum_{i=1}^n y_i^2, \\ C_2 &= \sum_{i=1}^n x_i^2 \left(2x_c \left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 + \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n y_i x_i - 2n x_c \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) + \\ &\quad + \left(\sum_{i=1}^n y_i^2 \right)^2 \sum_{i=1}^n y_i^2 x_i - n \sum_{i=1}^n y_i^2 \sum_{i=1}^n y_i^2 x_i, \\ C_3 &= \sum_{i=1}^n x_i \left(- \sum_{i=1}^n x_i^2 y_i \sum_{i=1}^n y_i + \sum_{i=1}^n y_i^2 \left(\sum_{i=1}^n y_i^2 + \sum_{i=1}^n x_i^2 \right) \right) + \\ &\quad + \sum_{i=1}^n x_i \left(\sum_{i=1}^n y_i \left(4x_c \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n y_i^3 \right) \right) + n \sum_{i=1}^n x_i y_i \sum_{i=1}^n y_i^3. \end{aligned}$$

Из полученного уравнения определяем координату x_c центра заменяющей окружности:

$$\begin{aligned} x_c &= \frac{a_1 + a_2}{a_3}, \\ a_1 &= n \sum_{i=1}^n y_i x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i x_i - \sum_{i=1}^n x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n y_i x_i - \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n y_i x_i \sum_{i=1}^n y_i^2 + \\ &\quad + \sum_{i=1}^n x_i^3 \left(\left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 - n \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) + \left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 \sum_{i=1}^n y_i x_i^2, \end{aligned}$$

$$a_2 = \sum_{i=1}^n x_i \left(- \sum_{i=1}^n y_i x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i + \sum_{i=1}^n x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i^2 + \left(\sum_{i=1}^n y_i^2 \right)^2 - \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n y_i^3 \right) -$$

$$- n \sum_{i=1}^n y_i^2 \sum_{i=1}^n x_i y_i^2 + n \sum_{i=1}^n y_i x_i \sum_{i=1}^n y_i^3 ,$$

$$a_3 = -4 \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n x_i y_i + 2n \left(\sum_{i=1}^n x_i y_i \right)^2 + 2 \left(\sum_{i=1}^n x_i y_i \right)^2 \sum_{i=1}^n y_i^2 +$$

$$+ 2 \sum_{i=1}^n x_i^2 \left(\left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 - n \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) .$$

Полученные уравнения позволяют непосредственно определить значения параметров x_c , y_c и r заменяющей окружности, которая "наилучшим образом" проходит через массив точек x_i, y_i ($i=1 \dots n$). При этом положение центра заменяющей окружности всегда расположено с вогнутой стороны кривой, которая заменяется дугой окружности.

Замена кривой дугами нескольких окружностей

Профиль режущих кромок современного инструмента, обычно не возможно описать одной дугой без значительной погрешности. В этом случае кривую, которая подлежит замене дугой, заменяют по частям дугами нескольких окружностей, которые плавно сопрягаются между собой. Это выполняется в том случае, если точка K , соединения двух соседних дуг, и их центра O_1 и O_2 лежат на одной прямой рисунок 1.

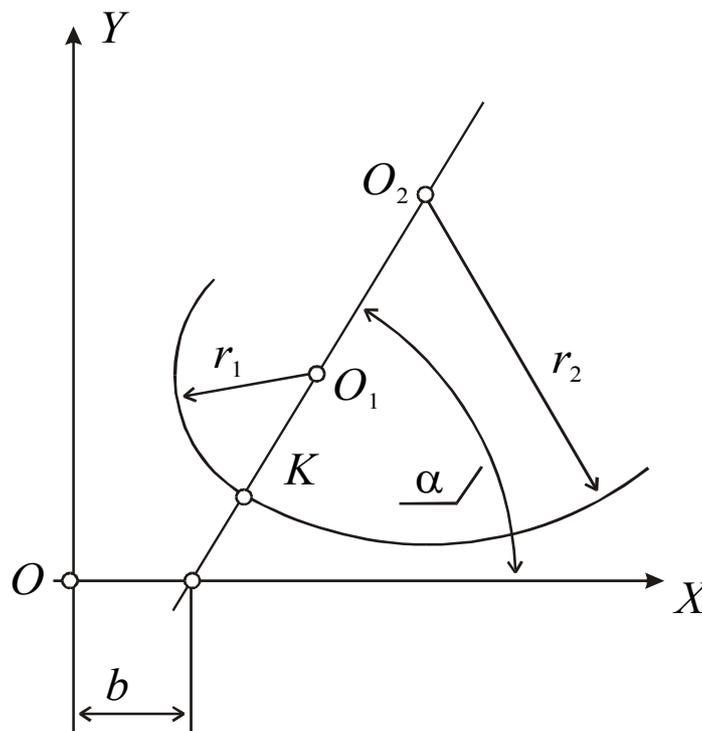


Рисунок 1 – Последовательное соединение дуг

Замена кривой, совокупностью дуг нескольких окружностей, может быть выполнена в такой последовательности:

- определяем параметры центра x_{c1} y_{c1} и радиус r_1 "первого" участка кривой, обычно это левый участок;
- выбираем положение точки K будущего соединения дуг;
- рассчитываем значения коэффициентов α и b уравнения прямой, которая проходящей через точки K и O_1 ;
- составляем уравнение второй окружности, центр которой лежит на прямой KO_1 и определяем искомые параметры x_{c2} , y_{c2} и r_2 второй заменяющей окружности.

Уравнение прямой, которая проходит через точки K и O_1 можно записать в виде:

$$y = (x - b)\tan \alpha, \quad \tan \alpha = \frac{y_{c1} - y_K}{x_K - y_{c1}}, \quad b = x_{c1} - \frac{y_{c1}}{\tan \alpha}.$$

Уравнение "второй" (соседней) окружности радиуса r_2 с координатами центра $O_2(x_{c2}, y_{c2})$ можно записать в виде:

$$(x - x_{c2})^2 + (y - (x_{c2} - b)\tan \alpha)^2 = r_2^2.$$

Решив систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} (x_1 - x_{c2})^2 + (y_1 - (x_{c2} - b)\tan \alpha)^2 &= r_2^2 \\ \dots \dots \dots \\ (x_n - x_{c2})^2 + (y_n - (x_{c2} - b)\tan \alpha)^2 &= r_2^2 \end{aligned} \right\},$$

получаем зависимости, которые определяют значение радиуса r_2 и координаты x_{c2} центра второй заменяющей окружности, дуга которой плавно соединяется с предыдущей дугой:

$$x_{c2} = \frac{mem_1}{mem_2},$$

$$mem_1 = 2b \sum_{i=1}^n y_i - b^2 n - \sum_{i=1}^n x_i^2 + \frac{\sum_{i=1}^n x_i^2}{n} - \sum_{i=1}^n y_i^2 + \frac{\sum_{i=1}^n y_i^2}{n} + \frac{2b \sum_{i=1}^n y_i \tan \alpha}{n} + b^2 n \tan^2 \alpha,$$

$$\begin{aligned}
 mem_2 &= \frac{2\sum_{i=1}^n x_i}{n} - 2\sum_{i=1}^n x_i + 2bn \tan \alpha - 2 \tan \alpha \sum_{i=1}^n y_i + \\
 &+ \frac{2 \tan \alpha \sum_{i=1}^n y_i}{n} + 2bn \tan^2 \alpha , \\
 r_2 &= mem_3 - mem_4 , \\
 mem_3 &= \sqrt{\frac{nx_c^2 - 2\sum_{i=1}^n x_i x_c + \sum_{i=1}^n x_i^2 + \sum_{i=1}^n y_i^2 + 2b \tan \alpha \sum_{i=1}^n y_i}{n}} , \\
 mem_4 &= \sqrt{\frac{2x_c \tan \alpha \sum_{i=1}^n y_i + nb^2 \tan^2 \alpha - 2bnx_c \tan^2 \alpha + nx_c^2 \tan^2 \alpha}{n}} .
 \end{aligned}$$

Значение координаты y_{c2} второй заменяющей окружности определяем как:

$$y_{c2} = (x_{c2} - b) \tan \alpha .$$

Выводы

Полученные математические зависимости позволяют определять параметры окружностей, которые последовательно заменяют сложный профиль исходных инструментальных поверхностей современного инструмента. Форма их представления адаптирована для инженерных пакетов типа MathCAD и может быть реализована практически на любой ЭВМ.

Дальнейшим направлением исследований, может быть разработка способа программного определения количества реперных точек для каждого участка кривой, при котором общая погрешность замены всей кривой несколькими дугами будет наименьшей.

Литература

- 1 MATHCAD 6.0 PLUS. Финансовые, инженерные и научные расчеты в среде Windows 95. / Перевод с англ. – М., Информационно-издательский дом "Филинь", 1996. – 712 с.
- 2 Govorukhin V.N., Tsybulin V.G. Introduction in Maple. Mathematical package for everybody. – М., Mir, 1997. – 208 p.
- 3 Очков В.Ф. MathCad 7 Pro для студентов и инженеров. – М.: КомпьютерПресс, 1998. – 384 с.
- 4 Дьяконов В.П. Справочник по системе символьной математики DERIVE. –М.: "СК Пресс", 1998. – 256 с.
- 5 Солодкий В.И. Модифицированный кинематический метод определения огибающей к винтовой поверхности. Вестник национального технического университета Украины "КПИ", Машиностроение, вып. 33, 1998. – с. 169-174.
- 6 H. Dubbel. Tashenbuch fur den maschinenbau. Drezden. 1925. – 298 s.

Аносов В.Л.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВРЕМЕНИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ ПЛАСТИН

The analysis of time of restoration of several designs of face cassette mills is carried out. The basic parameter was $\gamma\%$ times of restoration. Is established, that for each design it is possible to determine minimally necessary time of restoration - replacement of the cartridge or cutting plate.

Введение

Несмотря на то, что время восстановления фрезы после отказа существенно меньше ее стойкости, оно составляет значительную часть времени на техническое обслуживание. Время восстановления характеризует приспособленность к восстановлению и является одним из главных свойств, составляющим надежность. Особенно это важно для торцовых фрез больших диаметров (250-630 мм). В этом случае время замены всей фрезы существенно больше времени замены пластины либо ножа.

Приспособленность к восстановлению влияет на универсальность и гибкость инструмента, обуславливает его эргономические свойства и соответственно влияет на психофизическое состояние станочника [1].

Исходя из вышесказанного, узлы крепления пластин и ножей должны рассматриваться с учетом времени замены прямо на оборудовании без снятия корпуса фрезы.

Целью данной работы является отбор и оценка некоторых распространенных узлов крепления пластин и ножей применительно к условиям эксплуатации в тяжелом машиностроении.

Экспериментальная часть исследований

Экспериментальным исследованиям были подвержены четыре конструкции торцовых фрез. Рассматривались времена замены режущей пластины и ножа. Испытания проводились на горизонтально-расточном станке «Шкода W200» в механическом цехе №11 ЗАО НКМЗ.

Конструкция №1 - фреза (ГОСТ 22088-76) с базированием режущих пластин с отверстием по кольцевым поверхностям корпуса (рисунок 1а). Крепление производится винтами в осевом направлении державки.

Конструкция №2 - фреза (ТУ-035-887-82) с креплением «винт-клин» (рисунок 1б) [2]. Закрепление режущей пластины и ножа осуществляется одновременно с помощью винта со сферической головкой,

контактирующего с поверхностью отверстия корпуса и наклоненного цилиндрического ножа.

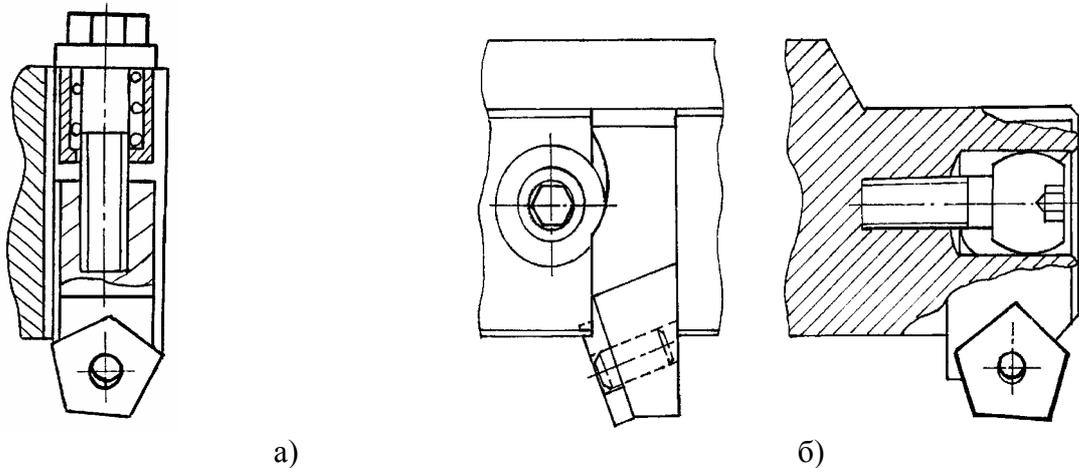


Рисунок 1 – Конструкции торцовых фрез с совместным креплением ножа и пластин
а) – конструкция №1 (ГОСТ 22088-76);
б) – конструкция №2 (ТУ-035-887-82, «винт-клин»)

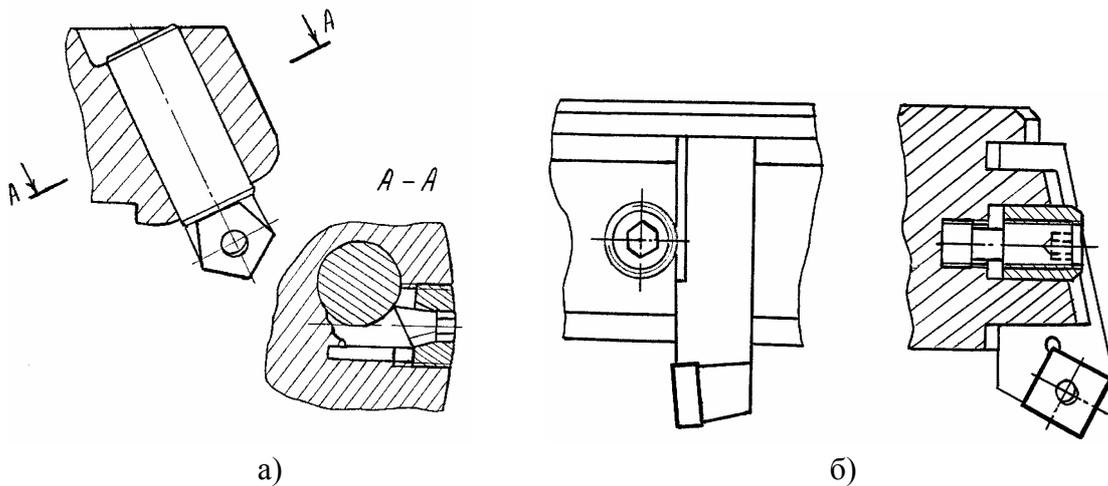


Рисунок 2 – Конструкции торцовых фрез с отдельным креплением ножа и пластин
а) – конструкция №3 («Комби»); б) – конструкция №4

Конструкция №3 - фреза «Комби» (рисунок 2а) [3] с отдельным креплением режущей пластины на ноже и креплением ножа в корпусе фрезы. Державка ножа имеет цилиндрическую форму, что позволяет совместить в одном движении настройку ножа в осевом и радиальном направлениях. Закрепление ножа осуществляется зажимом штифтом от резьбовой втулки. Закрепление пластины на ноже выполняется при помощи штифта с эксцентриситетом.

Настройка ножей выполняется либо при помощи шаблона, на посадочные поверхности которого устанавливается фреза, либо по следу,

если настройка выполняется прямо на станке.

Конструкция №4 – фреза с кассетным креплением режущих вставок [4] (рисунок 2б), полученная с помощью автоматизированной процедуры оптимизационного синтеза [5].

В корпусе фрезы выполнены периферийные пазы с закрепленными в них кассетами (ножами). В осевом и радиальном направлениях кассеты базируются на общие кольцевые базовые поверхности корпуса фрезы. Крепление кассет осуществляется клиновым зажимом, позволяющим закреплять в осевом и радиальном направлениях и осуществляющим прижим по опорной поверхности паза корпуса.

Крепление режущих пластин осуществляется посредством качающегося штифта. Головка и конический участок качающегося штифта выполнены эксцентрично оси отверстия, эксцентриситет головки штифта больше эксцентриситета конического участка.

Изучались следующие характеристики приспособленности к восстановлению: плотность времени восстановления и вероятность восстановления за заданное время. Сравнение выполнялось по следующим эмпирическим показателям: среднее время восстановления $T_{ср}$, дисперсия σ , коэффициент вариации W . Подбирался теоретический закон распределения и с его помощью определялось гамма-процентное время восстановления T_γ . Результаты испытаний приведены в таблицах 1 и 2.

Графики плотности распределения времени замены пластины и кассеты $f(t_0)$ а также вероятности замены за указанное время $Q(t_0)=1-P(t_0)$ приведены на рисунках 3 - 6. В большинстве случаев плотность распределения экспериментальных данных соответствует логарифмически-нормальному закону либо распределению Вейбулла-Гнеденко, и лишь там, где процесс восстановления достаточно стабилен, распределение соответствует нормальному.

Таблица 1 – Характеристики времени замены пластины

Конструкция	$T_{ср}$, сек	Медиана	σ	W	Закон распределения	$T_{90\%}$, сек
№ 1	17.5	16.5	4.79	0.27	Логарифмически- нормальный	23
№ 2	19.6	18.9	3.49	0.18	Логарифмически- нормальный	24
№ 3	21.8	18.4	8.20	0.38	Вейбулла-Гнеденко	33
№ 4	23.9	23.9	4.56	0.19	Нормальный	29

Таблица 2 – Характеристики времени замены кассеты (ножа)

Конструкция	$T_{ср}$, сек	Медиана	σ	W	Закон распределения	$T_{90\%}$, сек
№ 1	39.3	35.8	12.57	0.32	Логнормальный	52
№ 2	37.4	37.5	4.34	0.12	Нормальный	43
№ 3	32.7	29.3	6.42	0.20	Логнормальный	38
№ 4	23.0	21.7	4.01	0.17	Нормальный	28

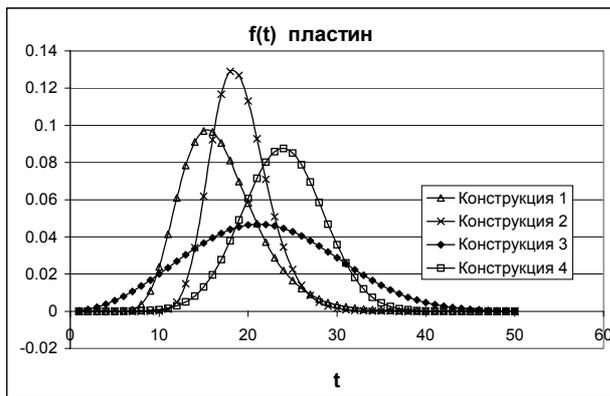


Рисунок 3 – Плотность распределения времени замены пластин

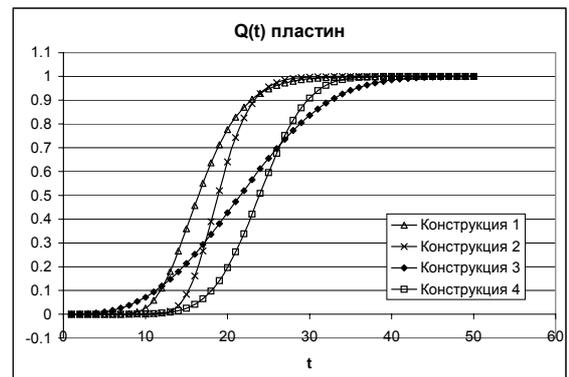


Рисунок 4 – Вероятность замены пластин за заданное время

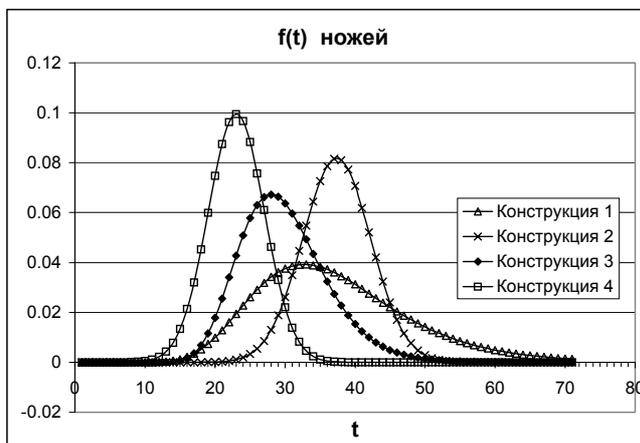


Рисунок 5 – Плотность распределения времени замены ножей

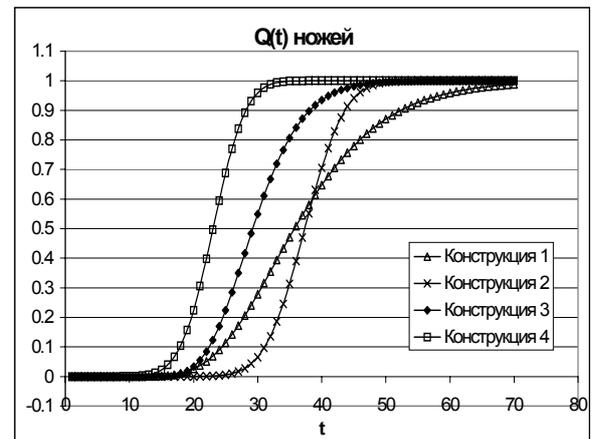


Рисунок 6 – Вероятность замены ножей за заданное время

Замена пластины у фрезы стандартной конструкции №1 (ГОСТ 22088-76) может быть выполнена относительно быстро: $T_{90\%}=23$ с. Для этого достаточно раскрепить винт ножа на несколько оборотов. Но при этом возможны заедания резьбы и даже выпадания ряда деталей

механізму кріплення. Таке положення пояснює відносно велике значення коефіцієнта варіації $W=0.27$ і логарифмічно-нормальний закон щільності розподілення часу заміни, що говорить про нестабільність процесу.

У фрези конструкції №2 для заміни пластини також необхідно розкріпляти гвинт ножа. Але менше кількість затримок і випадючих елементів роблять процес більш стабільним - час заміни порівнюється з конструкцією №1: $T_{90\%}=24$ с при тому ж логарифмічно-нормальному законі. Але тут значно менше розброс даних - коефіцієнт варіації $W=0.18$.

У фрези «Комбі» (конструкція №3) з закріпленням пластини поворотним штифтом з ексцентриситетом через неточності позиціонування отвору пластини і допуску на ексцентриситет вимагається різне зусилля зажима для закріплення пластини, т.е. доводиться проводити піднастройку її положення. Це веде до великого розбросу часу заміни: коефіцієнт варіації $W=0.38$, емпірична щільність розподілення відповідає закону Вейбулла-Гнеденко. Це веде до збільшення гамма-процентного часу $T_{90\%}=33$ с.

В новій конструкції №4 вузол закріплення пластини виконаний на основі качаючого штифта. При закріпленні крім переміщення в сторону стінки отвору відбувається переміщення в сторону опорної поверхні, що дозволяє більш надійно прижимати режущу пластину. Кількість рухів при закріпленні тут більше ніж у «Комбі», але відсутність необхідності піднастройки дає менший розброс ($W=0.19$) і порівнюваний час відновлення $T_{90\%}=29$ с. При цьому щільність розподілення відповідає нормальному закону, що говорить про більшу стабільність процесу.

За часом заміни ножа стандартна фреза конструкції №1 є найменш зручною: $T_{90\%}=52$ с, велике значення коефіцієнта варіації $W=0.32$ і логарифмічно-нормальний закон. Нестабільність процесу пояснюється великою кількістю деталей механізму кріплення державки, які до того ж можуть випадати.

У конструкції фрези №2 з кріпленням ножів в корпусі типу «Винт-клин» процес більш стабільний: $T_{90\%}=43$ с, $W=0.12$ і чітко виражений нормальний закон розподілення щільності часу заміни - кількість деталей кріплення зведено до мінімуму, вони не випадують.

Что касается конструкции фрезы «Комби», то здесь время замены меньше: $T_{90\%}=38$ с, но отсутствие фиксации ножа при выполнении настройки и возможная необходимость использования шаблона приводят к увеличению коэффициента вариации до 0.2. Этим объясняется логарифмически-нормальном законе распределения времени замены.

Новая конструкция №4 имеет лыску на всю длину державки, что позволяет производить замену кассеты не полностью вывинчивая крепежный винт. Позиционирование всей кассеты осуществляется простым прижатием к базовым поверхностям. В результате характеристики этой конструкции значительно лучше: $T_{90\%}=28$ с, коэффициент вариации $W=0.17$ при нормальном законе распределения.

Выводы

Во всех случаях имеет место порог чувствительности - минимально необходимое время восстановления $t_{в0}$.

Испытания с получением и анализом распределений времени восстановления позволяют дать рекомендации по выявлению и устранению конструктивных недостатков фрез. В целом испытания подтвердили эффективность использования предложенной конструкции фрезы.

Литература

1 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация / Г.Л.Хаеа, В.С.Гузенко, Л.Г.Хаеа и др.: Под общ.ред. Г.Л.Хаеа. —Краматорск: ДГМА, 1994 —370с.

2 А.с.№730498 МКИ В23 С5/22 Режущий инструмент / В.С.Гузенко, Л.И.Зазырова, В.Е.Сучков, А.К.Сергеев (СССР) / 2619988/25-08. Заявлено 30.05.78, опубликовано 30.04.80. Бюл.№16 // Откр. изобр. – 1980 №16.

3 А.с.№1287987 МКИ В23 С5/06 Торцовая фреза / Г.Ф.Филиппов, Ю.В.Высоцкий, В.С.Гузенко, А.П.Шелест (СССР) / 3982685/25-08. Заявлено 17.09.85, опубликовано 07.02.88. Бюл.№5 // Откр. изобр. – 1987 №5.

4 Пат. №23399А Украина, МКИ В23 С5/06 Торцовая фреза / Гузенко В.С., Мироненко Е.В., Аносов В.Л., Носков В.В. (Украина) / №95062964. Заявлено 23.06.95, опубликовано 31.08.98 г. Бюл.№4 // Промислова власність. – 1998 №4.

5 Гузенко В.С., Коткин Г.Г., Аносов В.Л. Морфологический синтез технических объектов с помощью последовательной оптимизации на неравномерной решетке // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск: ДГМА, 1997, С.3–22.

РАЗДЕЛ 2

Процессы механической обработки и надежность инструмента

УДК 621.9

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

НАДІЙНІСТЬ ПРОЦЕСУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ

Mathematical models of reliability of technological system are developed. Their application will allow to organize rational replacement of the tool and to increase reliability of system, to lower expenses for processing of details for heavy machine tools.

Вступ

Дослідженнями особливостей експлуатації інструменту доведено, що поряд з підвищенням середніх навантажень на різальний інструмент, пов'язаних зі значними перетинами зрізу, при механообробці спостерігається також велика кількість збуджуючих факторів, пов'язаних з розсіюванням параметрів експлуатації та властивостей інструментів. В зв'язку з цим, одним із критеріїв для визначення якості процесу експлуатації інструменту прийнято його надійність, для оцінки якої запропонована система показників. При статистичному аналізі надійності технологічної системи, показано [1], що на частку простоїв, пов'язаних з обслуговуванням різального інструменту, припадає 8-9 % усього часу роботи системи та 25-27% часу припадає на стан, у якому система непрацездатна. Встановлено, що розподіли сумарного часу відновлення працездатності системи і наробітку на відмову не суперечить експоненційному закону $G(t)=1-e^{-\mu t}$, $F(t)=1-e^{-\lambda t}$, де μ і λ - інтенсивність відповідно відновлення і відмов інструменту [2]. В цьому випадку можливо використати марківський підхід до визначення надійності технологічної системи при обробці деталей на важких роботах.

Мета роботи – розробка математичних моделей для визначення показників надійності процесу експлуатації різального інструменту на важких верстатах.

Основна частина

Основним показником надійності процесу експлуатації різального інструменту прийнято функцію готовності процесу обробки деталей. На важких токарних верстатах часто працює два супорти в режимах як послідовного так і паралельного поєднання з точки зору надійності. Верстат обслуговується двома верстатниками, робота яких здійснюється в режимах не-

залежного або сумісного обслуговування. Матриця переходів з одного стану процесу обробки в інший для випадку та його незалежного обслуговування:

$$P_c = \begin{vmatrix} 1-2\lambda & 2\lambda & 0 \\ \mu & 1-(\lambda+\mu) & \lambda \\ 0 & 2\mu & 1-2\mu \end{vmatrix},$$

де коефіцієнт готовності процесу при його незалежному обслуговуванні двома верстатниками $P_{0_c} = \mu^2 / (\lambda + \mu)^2$. При спільному обслуговуванні технологічної системи матриця переходів

$$P_c = \begin{vmatrix} 1-2\lambda & 2\lambda & 0 \\ 1.5\mu & 1-(\lambda+1.5\mu) & \lambda \\ 0 & 2\mu & 1-2\mu \end{vmatrix}.$$

$$\text{Коефіцієнт готовності } P_{0_c} = \frac{\mu^2}{3\mu^2 + 4\mu\lambda + 2\lambda^2}.$$

При спільному обслуговуванні технологічної системи двома верстатниками коефіцієнт готовності системи значно підвищується в порівнянні з незалежним обслуговуванням. Розрахунками доведено, що підсумковий простій технологічної системи зменшується на 45%. У загальному випадку, коли є n різальних інструментів і r верстатників, імовірності працездатного стану системи

$$P_k = \frac{n!}{(n-k)!k!} \rho^k P_0 \quad (k < r),$$

$$P_k = \frac{n!}{(n-k)!r!} \rho^r \left(\frac{\rho}{r}\right)^{k-r} P_0 \quad (k \geq r)$$

та

$$K_{\Gamma_c} = P_0 = \left[\sum_{k=0}^{r-1} \frac{n!}{(n-k)!k!} \rho^k + \sum_{k=r}^n \frac{n!}{(n-k)!r!} \rho^r \left(\frac{\rho}{r}\right)^{k-r} \right]^{-1}, \text{ де } \rho = \frac{\lambda}{\mu}.$$

Отримані математичні моделі використані для статистичного моделювання обслуговування технологічної системи. Для аналізу раціональних стратегій заміни різального інструменту із забезпеченням визначеного рівня надійності технологічної системи процес заміни інструменту розглядався як оптимальне динамічне планування профілактичних заміни. У роботі розглянуто 5 різних стратегій заміни інструментів і зроблено аналіз раціональних умов їх використання. Критеріями оптимальності до вибору стратегій прийняті: середні витрати на відновлення в одиницю часу (інтенсивність витрат на відновлення) і коефіцієнт готовності. Порівняння цих критеріїв із відповідними критеріями для стратегії аварійних заміни дозволяє

оцінити ефективність стратегій відновлення.

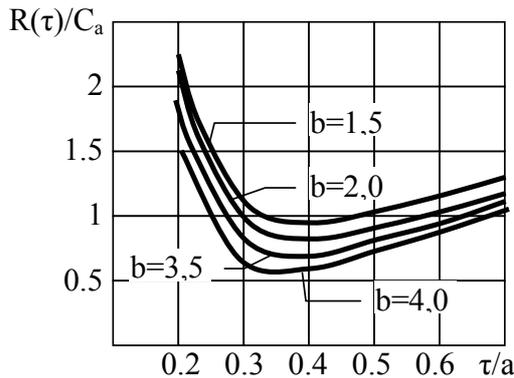


Рисунок 1 – Інтенсивність експлуатаційних витрат в залежності від інтервалу відновлення

Якщо аварійне і профілактичне відновлення потребують часу, $d_a \leq d_n, 0 \leq d_n \leq d_a$, коефіцієнт готовності системи задається у вигляді:

$$K(\tau) = \frac{\int_0^{\tau} P(t) dt}{d_a F(\tau) + d_n P(\tau) + \int_0^{\tau} P(t) dt},$$

де $P(t)$ та $F(t)$ – імовірність відповідно безвідмовної роботи та відмов (функція розподілу).

Інтенсивність експлуатаційних витрат

$$R(t) = C_a F(\tau) + C_n P(\tau) \int_0^{\tau} P(t) dt,$$

де C_a та C_n - середні витрати на аварійне та профілактичне відновлення відповідно.

Стратегія 1. Система відновляється після відмови (аварійна заміна інструменту). Якщо вона проробила заданий інтервал часу τ , здійснюється профілактична заміна. При зростанні τ середнє число аварійних відновлень монотонно зростає, а середнє число профілактик монотонно убуває. Відшукується інтервал відновлення τ^* , що має властивість $R(\tau^*) = \min(\tau)$, де τ^* знаходиться рішенням рівняння $d(\tau) / dt = 0$. Для закону розподілу Вейбула-Гніденко рішення знайдено чисельними методами (рис. 2, 3). Для $C > 0.27$ із погляду витрат вигідна стратегія аварійних замін. На інтервалі $0,05 < C < 0.27$ найменша інтенсивність експлуатаційних витрат при $K(\tau) = 0,92$. На практиці малі значення C бувають тоді, коли в C_a крім чистих витрат на відновлення, включена

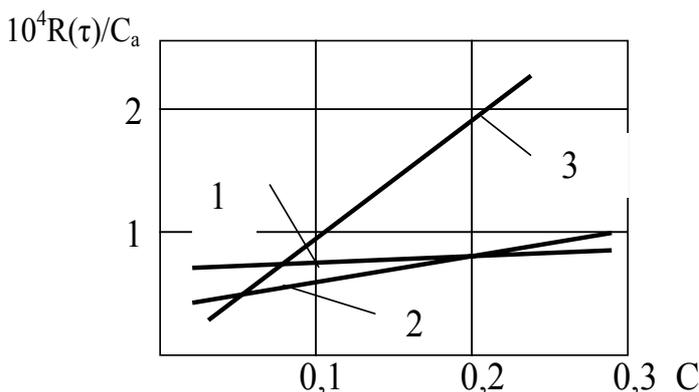


Рисунок 2 – Інтенсивність експлуатаційних витрат при відмінних рівнях надійності
1- $R_1(k_{\tau}=0,85)$; 2- $R_1(k_{\tau}=0,92)$; 3- $R_1(k_{\tau}=0,98)$

вартість ушкоджень, пов'язаних із відмовами інструменту (наприклад, з вирубкою твердого сплаву з великої та кошовної деталі при руйнації інструменту на важкому верстаті).

Стратегія 2. При відмові інструменту здійснюється аварійна його заміна. Але у фіксовані моменти часу $\tau, 2\tau, \dots$ планомірно проводять профілактичну заміну.

Недолік стратегії 2 полягає в тому, що іноді профілактичному відновленню підлягають працездатні інструменти. На рис. 4 приведені

порівняння ефективності двох стратегій для співвідношення витрат La на аварійну. і Ln - профілактичну заміну - $L = Ln / La$. При заданому $C \in [0, C_0]$ $L(C)$ є таке однозначно визначене значення L , при якому $R_2(b) = R_1(C)$. Оптимальною є стратегія 1, якщо $L > L(C)$. При $L < L(C)$ необхідно вибрати стратегію 2.

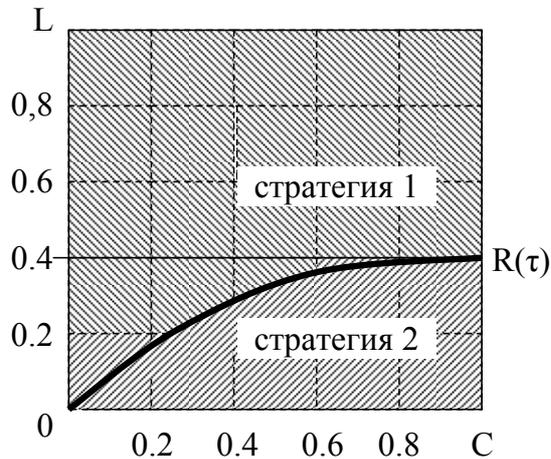


Рисунок 4 – Порівняння ефективності стратегій 1 і 2 заміни інструменту

Стратегія 3. У моменти $\tau, 2\tau$ проводяться повні заміни інструментів. Відмови в проміжках між ними виправляються за допомогою мінімального відновлення (оберт або заміна різальної пластини різця). Витрати на повне відновлення – C_v , а на мінімальне – C_m . Інтенсивність виробничих витрат

$$R(\tau) = C_v + C_m \Lambda(\tau) / \tau,$$

де $\Lambda(\tau) = \int_0^{\tau} \lambda(t) dt$ – накопичена

інтенсивність відмов за інтервал часу 0-t. Оптимальний інтервал відновлення τ^* , якщо наробіток технологічної системи має розподіл Вейбула-Гніденко з параметрами a та b , $\tau^* = a(C_v / (b-1)C_m)^{1/b}$. Мінімальна інтенсивність

виробничих витрат $R(\tau^*) = \frac{b}{a} C_m \left(\frac{C_v}{(b-1)C_m} \right)^{b-1/b}$. Залежність τ^* від C_v / C_m

для параметрів закону $b = 2$ та $b = 3$ (τ^* нормується на параметр закону a) представлена на рис. 10. Якщо час мінімального відновлення dm і час повного відновлення dv , коефіцієнт готовності системи $K(\tau^*) = 1 / (1 + d_m \Lambda(\tau) + d_v)$, максимізація якого дозволяє визначити період заміни інструменту τ , що забезпечує максимальну надійність технологічної системи.

Стратегія 4. Система відновляється після першої відмови через період τ після попереднього повного відновлення. Проміжні відмови усуваються мінімальним відновленням. При цьому витрати на повне відновлення системи C_v у цілому вище для стратегії 4, чим для стратегії 3, тому що моменти проведення повних відновлень є випадковими, навіть якщо тривалості відновлень малі. Інтенсивність експлуатаційних витрат $R(\tau) = C_v + C_m \Lambda(\tau) / \tau + r(\tau)$, де $r(\tau)$ - розмір збільшення довжини циклу при стратегії 4 в порівнянні зі стратегією 3 заміни різального інструменту. Оптимальний інтервал відновлення є рішенням рівняння $(\Lambda(\tau) + C_v / C_m - 1)r(\tau) = \tau$. Інтенсивність експлуатаційних витрат при часі відновлення τ^* $R(\tau^*) = C_m / r(\tau^*) = (C_v + C_m(Q(\tau^*) - 1)) / \tau^*$.

Стратегія 5. Перші $n-1$ відмов усуваються за допомогою мінімального відновлення. Після n -ї відмови система відновлюється цілком.

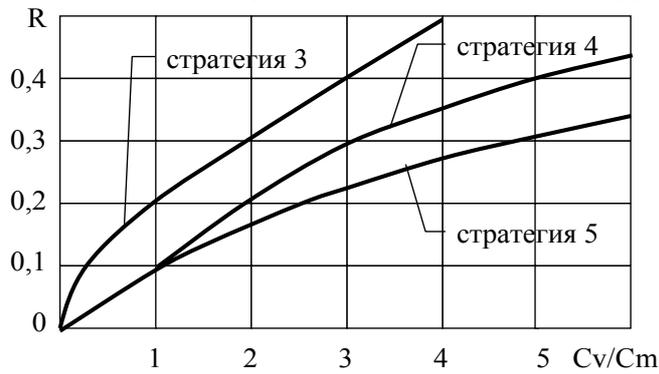


Рисунок 5 – Порівняння ефективності 3,4, та 5 заміни інструменту

Довжина циклу (період заміни) дорівнює часу X_n до n -ї відмови. Інтенсивність експлуатаційних витрат $R(n) = (n-1)C_m + C_v/X_n$. На відміну від інших стратегій $R(n)$ залежить не від безперервної, а від дискретної перемінної - від числа відмов на інтервалі між двома послідовними відновленнями

(рис.5).

У випадку розподілу наробітку на відмову системи Вейбула-Гнеденко оптимальне значення $n = n^*$ дорівнює найменшому натуральному числу n , що задовольняє умові $b_n - (n-1 + C_v/C_m) \geq 0$. Отже, $n^* = [1/b - 1(C_v/C_m - 1)] + 1$. Коефіцієнт готовності системи для стратегії 5 $K(n) = X_n/X_n + (n-1)d_m + d_v$. Значення C_v/C_m або dv/dm і закони розподілу часу безвідмовної роботи інструменту дають змогу вибрати найбільш ефективну стратегію його заміни, яка забезпечить мінімальні витрати та максимальну надійність технологічної системи. Статистичні дослідження параметрів законів розподілу часу безвідмовної роботи твердосплавних різців важких верстатів показують, що параметр b закону Вейбула-Гнеденко коливається в діапазоні 1,5-2,5 та залежить від рівня режимів різання. Відношення витрат C_v/C_m залежить від типу конструкції різця та пропорційне відношенню dv/dm . Для збірних різців dv/dm істотно менше, ніж для напаяних. У більшості випадків для збірних різців важких верстатів доцільно вибирати стратегії профілактичної заміни різального інструменту, при яких період заміни забезпечується гамма-відсоткову стійкістю.

При заміні напаяних різців на збірні виникла потреба розробки нових математичних моделей їх надійності. Комплексним показником надійності збірного інструменту може служити коефіцієнт готовності. У роботі розглянуто декілька конструкцій різців. Для визначення математичної моделі надійності збірного різця, що складається з корпусу, блоку-вставки, який закріплює пластину, та елементів закріплення, застосовано марківський підхід. При цьому розглядається чотири стану, різця: стан 0 - працездатність після заміни блоку; стан 1 - відмова пластини, здійснюється її оберт або заміна; стан 2 - робота після заміни пластини; стан 3 - різець не працює в зв'язку з відмовою елементів закріплення або блоку в цілому, проводиться заміна блоку. Стани 0 і 2 являють собою припустимі стани для надійної роботи різця. Матриця переходів з одного стану в інший :

$$P_{II} = \begin{matrix} 0 \\ 1 \\ 2 \\ 3 \end{matrix} \left\| \begin{matrix} -\lambda_1 & \lambda_1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 - \mu_1 & \mu_1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 - \lambda_2 & \lambda_2 \\ \mu_2 & 0 & 0 & 1 - \mu_2 \end{matrix} \right\|,$$

де λ_1 і λ_2 - інтенсивності відмов відповідно різальної пластини і змінного блоку, на якому закріплена пластина; μ_1 і μ_2 - відповідні інтенсивності відновлення (заміни пластини або блоку). Вирішуючи систему алгебраїчних рівнянь, визначаємо $K_{Г_u}$ в постійному режимі роботи:

$$K_{Г_u} = \frac{\lambda_1 \mu_1 \mu_2 + \lambda_2 \mu_1 \mu_2}{\lambda_1 \lambda_2 \mu_1 + \lambda_1 \mu_1 \mu_2 + \lambda_1 \lambda_2 \mu_2 + \lambda_2 \mu_1 \mu_2}.$$

Розроблена математична модель може бути використана для розподілу надійності між елементами конструкції інструменту на стадії його проектування, а також для вибору інструменту певного рівня надійності для заданих умов його експлуатації.

У роботі наведені результати експериментальних досліджень методів підвищення надійності інструментів: обробки їх імпульсним магнітним полем (ОІМП) та нанесення зносостійких покриттів. Результати лабораторних та експлуатаційних випробувань показали, що збільшення стабільності різальних властивостей інструменту можна досягти обробкою його імпульсним магнітним полем, після якої середній період стійкості інструменту збільшується несуттєво, але гамма-відсотковий – у 2 і більше рази. Показано, що застосування доводки різального леза після його заточування підвищує стабільність різальних властивостей, знижує коефіцієнт варіації періоду стійкості в 1,5 рази, підвищуючи гамма-відсотковий період у 1,7 рази. Застосування інтегрованих технологій нанесення зносостійких покриттів із попередньою шліфовкою та виброобробкою пластин підвищило стабільність властивостей інструменту, знижуючи коефіцієнт варіації періоду стійкості у 1,8 рази.

Література

- 1 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.
- 2 Клименко Г.П. Обеспечение оптимального уровня надежности твердосплавных резцов для тяжелых станков// Высокие технологии в машиностроении.– Харьков: ХГПУ, 1999.– С.48-49.
- 3 Равская Н.С., Клименко Г.П. Влияние стохастического характера обработки деталей на выбор инструмента для тяжелых станков // Резание и инструмент в технологических системах.- Межд. научн.-техн. сборник.- Харьков: НТУ «ХПИ», 2002.- Вып. 63.- С. 126-129.

УДК 621.9

Залога В.А., Ивченко А.В.

Сумской государственной университет, г. Сумы, Украина

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ ВЕСОМОСТИ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССА ЭКСПЛУАТАЦИИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

For definition of factors of weightiness of parameters of quality of processes and production, in the given work it is offered to use two basic methodical approaches: the first is based on research of statistics, and the second assumes the individual analysis of effect at the consumer. Thus the first takes into account spontaneously developed preferences, the second - results of the objective analysis.

Для построения и успешного функционирования систем управления качеством предприятиям необходима точная информация о качестве не только производимой продукции, но и качестве процессов, способствующих ее выпуску, среди которых одним из самых важных является процесс эксплуатации инструментов, в частности, режущих. Данную информацию можно получить при разработке и внедрении на предприятии процедур по оценке качества продукции и процессов организации в соответствии с алгоритмом принятия управленческих решений, приведенным в работе [1].

Согласно данной процедуре одним из важных этапов оценки качества режущего инструмента и процесса его эксплуатации является выбор и обоснование метода оценки, среди которых наибольшее распространение получили следующие: дифференциальный метод, метод комплексной оценки, смешанный метод оценки, метод интегральной оценки, статистические методы оценки, метод экспертной оценки, метод оценки качества разнородной продукции.

При выборе метода оценки качества режущего инструмента и процесса его эксплуатации необходимо руководствоваться следующим.

Во-первых, требуется, чтобы метод предусматривал учет нелинейного изменения эффекта при изменении различных рассматриваемых параметров. Например, повышение эффективности работы режущего инструмента часто оценивается как дополнительный резерв: повышение производительности обработки в два раза за счет использования более прогрессивного инструмента совсем не означает, что потребитель готов платить за него вдвое больше.

Во-вторых, необходимо предусмотреть совместный учет не одного, а нескольких параметров. Часто бывает, что увеличение производительности одновременно сопровождается изменением и других характеристик, например, точности и качества обработанной поверхности, экологических показателей (сухое или полусухое резание), показателей безопасности

(стружкодробление) и др.

В-третьих, желательно, чтобы учет влияния каждого из параметров был независим, т.е. чтобы каждый из параметров можно было вводить и выводить из формулы (при количественной оценке), не нарушая целостности расчета, в том числе, не пересчитывая коэффициенты весомости каждого из рассматриваемых факторов.

В-четвертых, желательно, чтобы собственные ошибки метода были бы минимальными.

Некоторыми исследователями [2, 3] для выбора лучшего из возможных вариантов инструментов уже на стадии предпроектного анализа рекомендуется применять комплексный метод оценки качества режущего инструмента по формулам:

$$K = \sum_{n=1}^N (q \cdot K_B), \quad (1)$$

$$K = \prod_{n=1}^N (q^\gamma), \quad (2)$$

где K – уровень качества режущего инструмента; $q = (a / A)$ – отношение значений N параметров оцениваемого (a) и базового (A) режущего инструмента; K_B и γ – коэффициенты весомости каждого из рассматриваемых параметров.

В этих работах, например, для оценки качества процесса эксплуатации режущего инструмента на тяжелых токарных станках, рекомендуется отдавать предпочтение формуле (1), так как она, по мнению авторов, обеспечивает наиболее простую оценку. Для выбора наилучшего варианта по результатам испытаний опытных образцов инструментов ими рекомендуется также использовать метод оценки по упрощенной целевой функции (например, по производительности процесса резания или по обратной ей величине – основному времени).

Б. А. Минин [4, 5] оценку качества продукции предлагает производить по формуле (3), которая получена путем математических преобразований формулы (2):

$$K = 1 + \sum_{n=1}^N [(q-1) \cdot \gamma], \quad (3)$$

По нашему мнению формула (3) не только является достаточно простым (в отношении процедуры расчета) и более точным выражением для определения уровня качества режущего инструмента, но и более полно соответствует приведенным требованиям к методам оценки качества инструментов и позволяет использовать при расчетах различные показатели качества в зависимости от поставленной цели.

Основным камнем преткновения при оценке качества по данному ма-

тематическому выражению, является определения коэффициентов весомости различных показателей качества.

Целью данной работы является разработка методики определения коэффициентов весомости показателей качества производственных процессов (или продукции), для последующего использования ее при анализе систем управления качеством на примере определения коэффициентов весомости режущего инструмента и процесса его эксплуатации.

Для достижения поставленных целей в работе решаются задача обоснования применяемых методов определения коэффициентов весомости показателей качества производственных процессов и продукции, в основе которых положен принцип «потребительской полезности».

В научной литературе сложилось мнение, что весомость свойства идентична весомости соответствующих затрат, что не всегда имеет место. Уровень качества целесообразнее нормировать по полезности [4,5], что дает право умножать количество на качество и утверждать право на использование полученного результата, как оценочного показателя результативности того или иного производства.

Можно утверждать, что основными при расчете коэффициентов весомости, в том числе и при учете качества изготовления продукции, могут быть два основных методических подхода: первый базируется на исследовании статистики, а второй предполагает индивидуальный анализ эффекта у потребителя. При этом первый учитывает стихийно сложившиеся предпочтения, второй – результаты объективного анализа.

Очевидно, что ни один из них, в принципе, не может быть признан единственно верным, так как сложившиеся инструментальные методы иногда не могут «уловить» те тонкости, за которые потребитель готов особо ценить тот или иной товар.

Поэтому дальнейший отбор метода из двух полученных производить нет смысла: каждый из них может иметь свою сферу применения. Общими для обоих методов является то, что ценность новой продукции определяется исходя из ценности для потребителя ее результатов, а не затрат на ее создание, т.е. эти методы лежат на твердой «результатной» основе.

Представленные методы определения коэффициентов весомости предполагают «взвешивание» отношений (q) каждого из параметров оцениваемого и базового объектов техники путем введения определенной зависимости в виде коэффициентов γ между изменениями этих параметров и изменениями ценности (потребительской стоимости) всего объекта техники для среднего потребителя. Таким образом, коэффициенты весомости γ выбираются так, чтобы изменение в некоторых пределах любого параметра в отдельности (при неизменных прочих параметрах) приводило бы к такому изменению конечного результата расчета уровня качества « K », которое бы

соответствовало действительному изменению для потребителя степени ценности объекта в целом. Поясним эту мысль, для простоты объяснения, имея в виду здесь и далее формулу (3).

Предположим, новый инструмент характеризуется тремя наиболее значимыми параметрами a_1, a_2, a_3 : период стойкости, ремонтпригодность, универсальность. Базовый объект имеет такие же параметры, равные по величине, соответственно A_1, A_2, A_3 . Весовые показатели для каждого из параметров выбираются с учетом того, как потребитель оценивает улучшение того или иного показателя, например, увеличение периода стойкости ($q_{пс}=a_1/A_1$). Пусть в нашем примере величина $q_{пс}$ увеличилась в 1,5 раза, что расценено как увеличение качества всего объекта (K) в 1,1 раза (например, определенное по формуле (4)):

$$K = \frac{П_о - П_б}{П_б} + 1, \quad (4)$$

где $П_о$ – полезность оцениваемого объекта, $П_б$ – полезность базового объекта.

В математической записи весовой показатель при параметре «период стойкости» должен быть таким, чтобы от изменения периода стойкости в 1,5 раза расчетные величины уровня качества (K) менялись бы в 1,1 раза, т.е. $(q_{пс} - 1) \cdot \gamma_{пс} = (1,5 - 1) \cdot \gamma_{пс} + 1 = 1,1$. В данном случае: $\gamma_{пс} = (1,1-1)/(1,5-1)=0,2$.

Таким образом, в использованной нами формуле коэффициенты весо-мости приобретают четкий «физический смысл». Их значения показывают, во сколько раз больше (или меньше) оценивают потребители прирост уровня качества по сравнению с изменением каждого параметра (при прочих постоянных).

Как уже упоминалось ранее, к определению коэффициентов весо-мости можно подойти двумя путями. Первый из них состоит в том, что берется определенный массив параметров однородных товаров и обобщенные оценки потребителем их качества и методом регрессионного анализа находятся коэффициенты весо-мости. В качестве показателя полезности, ценности товара наиболее целесообразно использовать цены на международном рынке. Этот метод назван методом ценовых корреляций. Следует подчеркнуть, что в данном случае коэффициенты весо-мости, полученные этим методом, позволяют определить не уровень качества K , а ценовые коэффициенты $K_{ц} = K/2 + 0,5$ [4]: ведь на международном рынке фигурируют цены, а не показатели эффекта или качества. Поэтому коэффициенты весо-мости обозначим здесь как $\gamma_{ц}$. Они определяются обычными математическими методами как коэффициенты регрессии.

Суть второго метода состоит в том, что рассматривается базовый образец и условно принимаются изменения каждого параметра, скажем на

+ 10% (в 1,1 раза), и затем проводится подробный социально-экономический анализ изменения полезности инструмента для его потребителя. Соотношение изменений полезности и отдельных параметров инструмента дает возможность рассчитать значение γ для этих параметров. Этот метод назван методом социально-экономического анализа.

Этот метод предполагает дифференцированный анализ полезности инструмента для потребителя. Например, новый инструмент обрабатывает некоторую поверхность всего на 5 секунд быстрее, чем прежний, но это дает возможность потребителю сэкономить не менее 1000 грн. за рассматриваемый период.

Рассмотрим оба метода подробнее.

Метод ценовых корреляций. Достаточная жесткая зависимость цены на мировом рынке от потребительских свойств позволяет использовать эти цены для определения коэффициентов весомости. Таким образом, в данных расчетах цены играют вспомогательное значение только для определения γ по цене, т.е. – $\gamma_{ц}$.

Этот наиболее общий подход к оценке весовых показателей достаточно точно реализуется, если имеются определенные массивы данных для последующей статистической обработки методами множественной регрессии и получения объективного «мнения» среднестатистического потребителя.

При этом необходимо учитывать особенность метода ценовых корреляций основанного на том, что цены на однородные инструменты на мировом рынке находятся в определенной зависимости от общей потребительской стоимости (ценности для потребителей) инструмента. Если имеются сведения по параметрам и ценам инструмента, то с помощью метода регрессионного анализа можно определить во сколько раз больше или меньше потребитель готов платить за товар при изменении каждого из показателей, т.е. $\gamma_{ц}$.

В связи с тем, что оценка $\gamma_{ц}$ получается на основании статистически обработанного мнения потребителей, полученные значения $\gamma_{ц}$ для любых инструментов однозначно определяют их общественную полезность и, следовательно, оценки всех объектов техники сопоставимы между собой.

Во внешнеторговой практике чаще всего выводят зависимость цен от технико-экономических показателей товара эмпирическим путем. В то же время, некоторые специалисты предлагают использовать математический аппарат для интерпретации коммерческой статистики. Этого, естественно, явно недостаточно.

Для расчета ценовых коэффициентов весомости $\gamma_{ц}$ этим методом необходимо наличие массивов данных обо всех значимых параметрах и ценах на однотипную продукцию на мировом рынке в одно и то же время и в одном и том же месте.

Если необходим учет только до трех параметров включительно, мож-

но применить упрощенные формулы и использовать ручной счет. Для большего числа параметров расчет должен вестись по усложненным формулам с использованием ЭВМ — формулам регрессионного анализа.

Метод социально-экономического анализа. Исходя из приведенной выше расчетной формулы (3) для уровня качества нетрудно видеть, что, если мы будем условно изменять только один параметр, оставляя остальные неизменными, то для всех, кроме этого параметра, $q = a_i / A_i = 1$. Так как единица в любой степени равна, как известно, единице, то в формуле остается только один, изменяемый параметр. В этом случае из формулы (3) величина $K = 1 + \gamma \cdot (q - 1)$, откуда получаем значение $\gamma = (K - 1) / (q - 1)$, где q – заданное относительное изменение параметра.

Уровень качества K рассчитывается через проявившийся от этого изменения параметра эффект (\mathcal{E}) у потребителя относительно базовой цены C_0 . Этот эффект должен быть интегральным ($\mathcal{E}_{инт}$) за весь срок службы (ресурс):

$$K = 1 + \frac{\mathcal{E}_{инт}}{C_0}, \text{ т.е. } \gamma = \frac{\mathcal{E}_{инт} \div C_0}{q - 1}, \quad (5)$$

По этой формуле приближенно, но с достаточной для практики точностью можно определить величину интегрального эффекта. Отметим, что в чистом виде величину интегрального эффекта за все время использования инструмента включать в расчет нельзя, ибо цену за новую продукцию потребитель платит сразу, а эффект будет потом. Но деньги «потом» всегда менее ценные, чем «сейчас», в f раз. Оказывается, что полученную прибавку к приросту эффекта $\mathcal{E}_{инт}$ надо делить на f и уже тогда включать в формулу (5), тогда она примет такой вид:

$$\gamma = \frac{K - 1}{q - 1} = \frac{\mathcal{E}_{инт}}{(q - 1) \cdot f \cdot C_0}, \quad (6)$$

При этом знак при γ может быть как положительным, например, при увеличении периода стойкости, так и отрицательным, если эффект появляется при уменьшении параметра, например, при уменьшении износа его лезвий.

Заметим, что если коэффициенты весомости определяются через эффект, то может возникнуть вопрос: зачем находить коэффициенты весомости, с помощью которых затем определяется уровень качества, а через него - снова эффект?

Во-первых, в ряде случаев при принятии управленческих решений (ценообразование, аттестация, стимулирование и т.п.) требуется знать именно уровень качества.

Во-вторых, один раз определенные коэффициенты весомости позволяют и далее уже в упрощенном виде рассчитывать уровень качества и

эффект всего последующего ряда объектов-аналогов и типовых производственных процессов.

Выводы

Первый метод определения коэффициентов весомости показателей качества ориентируется на оценку мнения стихийного потребителя, который зачастую даже не знает, почему он предпочитает, например, именно эту марку инструмента другой, цена которой, скажем, на треть меньше. Но если так оно и есть, то это готовое мнение и учитывается *методом ценовых корреляций*.

Метод социально-экономического анализа предполагает специальный анализ полезности для потребителя. Лишь в идеальном случае значения уровня качества, рассчитанные по величинам коэффициентов весомости, совпадают. В принципе, необходимо рассчитывать коэффициенты весомости по обоим методам и результаты их использовать в разных случаях.

Так, для оценки уровня качества режущего инструмента выбор метода определения коэффициентов весомости целесообразно проводить исходя из целей оценки качества.

Что же касается вопроса выбора метода определения коэффициентов весомости показателей качества процесса эксплуатации режущего инструмента, то здесь ответ один – *метод социально-экономического анализа*.

Литература

1 Залога В.А., Ивченко А.В. К вопросу об использовании карты технического уровня при управлении качеством процесса эксплуатации режущего инструмента С. 119 // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Анотація доповідей міжнародної науково-практичної конференції 20 - 21 травня 2004 р., Харків. -880 с.

2 Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л. Хаев, В.М. Гах, К.Г. Громкова и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 256 с.

3 Клименко Г.П. Основы рациональной эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках.// Дисс. докт. техн. наук – Краматорск, 2002. 418 с.

4 Минин Б.А. Уровень качества. Социально-экономические вопросы оценки качества и защита прав потребителя / Б.А. Минин. – М.: Издательство стандартов, 1989. – 184 с.

5 Минин Б.А. Качество. Как его анализировать? – М.: Финансы и статистика, 1989. – 96 с.

УДК 621.9

Мироненко Е.В., Казакова Т.В., Марчук Е.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

**ВОЗМОЖНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НОВЫХ МАРОК
ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ СНЯТИИ
БОЛЬШИХ СЕЧЕНИЙ СРЕЗА**

The new mark not enough a titanic firm alloy is investigated on the basis of high-temperature carbon of tungsten. Durability, the period of stability and a share of breakages of this alloy in operation are investigated. It is established, that the new alloy in comparison with base has the big durability and the period of stability operation, and also more stable cutting properties. Mathematical models for calculation of the period of stability modes of cutting, and also model for forecasting the period of stability and a share of breakages in operation are received.

Введение

Наиболее распространенными отказами при обработке деталей на тяжелых токарных станках при снятии больших сечений среза являются поломки пластин из твердого сплава. Достаточно часто при прерывистом резании встречаются контактные разрушения- выкрашивания рабочих участков режущих кромок пластин. При работе с высокими скоростями резания ($V > 90$ м/мин) и подачами ($S > 1.5$ мм/об) имеет место пластическая деформация режущей части пластины у её вершины.

В настоящее время для съёма больших сечений среза при обработке сталей применяют твердый сплав марки Т5К10. Однако, в ряде случаев инструмент, оснащенный этим сплавом, выходит из строя. Из-за поломок, связанных с недостаточной пластичностью этого сплава. В настоящее время разработана технология получения малотитановых сплавов на основе карбида вольфрама, обладающего высокой пластичностью и сопротивлением ударным нагрузкам. Одной из марок таких сплавов является сплав Т4К8-КС, сравнительная характеристика табл. 1 которого со сплавом Т5К10 приведена в таблице 1. Установлено, что пластическая деформация при сжатии сплава Т4К8-КС почти в 5 раз выше, чем стандартного сплава Т5К10.

Таблица 1 – Физико-механические свойства твердых сплавов

Марка твердого сплава	Размер карбидного зерна, мкм	WC-фаза	TiC-фаза	$\sigma_{и}$, ГПа	$\sigma_{сж}$, ГПа	$\epsilon_{пл}$, %
T4K8-KC	4,0	2,6	6,6	1,75	4,13	1,9
T5K10	2,7	2,7	10,4	1,4	4,20	0,4

Целью настоящей работы является определение эксплуатационных свойств и рациональных условий эксплуатации твердого сплава T4K8-KC.

Методика работы

Для достижения поставленной цели были проведены сравнительные лабораторные испытания на прочность сплавов T4K8-KC и T5K10. Пластины были изготовлены из одной партии твердого сплава, имели форму пластин с уступом и установлены на токарные резцы с высотой державки $H=50$ мм. Испытания проводили при продольном точении стали 40X на станках мод 1A65. На заготовках контролировали механические свойства и химический состав. В качестве показателя прочности было принято время работы резца до разрушения T_r .

Оценку влияния элементов режима резания на T_r проводили методом полного факторного эксперимента типа 2^3 . Уровни факторов и интервалы их варьирования выбраны с учетом характеристик оборудования и получения приемлемых значений времени работы до разрушения. Уровни факторов и интервалы варьирования приведены в таблице 2. В результате предварительной обработки экспериментальных данных установлено, что распределение логарифмов T_r во всех точках плана соответствует нормальному закону, поэтому количество повторных опытов принимали равным.

Таблица 2 – Уровни и интервалы варьирования режимов резания.

Факторы	t, мм	S, мм/об	V, м/с
Уровни факторов			
Верхний уровень (+)	8	1,53	1,0
Нижний уровень (-)	4	0,92	0,28
Интервал варьирования	4	0,61	0,72

Для оценки собственно прочности твердого сплава была проведена серия экспериментов методом ступенчато-возрастающей подачи. Показатели прочности служила подача S_p , при которой происходило разрушение пластины за время меньше, чем время работы на ступени. Испытания

проводили при продольном точении стали 45 на следующих режимах: глубина резания – 12 мм; начальная подача $S_1 = 1,0$ мм/об, скорость резания – 0,3 м/с, время работы на ступени - 30 с. По известным формулам рассчитывали среднее значение разрушающей подачи, коэффициент её вариации и плотность распределения. Поскольку новый сплав имеет повышенную пластичность, были проведены производственные испытания на повышенной подаче и с ударным воздействием при съеме неравномерного припуска. Испытания проводили на ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод» на станке 1А660, обрабатываемый материал – сталь 34ХН3М, режимы резания: $t=30$ мм, $S=2.0$ мм/об, $V=60$ м/мин.

По результатам лабораторных и эксплуатационных испытаний были получены значения показателей прочности твердого сплава, периода стойкости в эксплуатации, корреляционные зависимости для прогнозирования эксплуатационных показателей прочности, а также поправочные коэффициенты на подачу и скорость резания, обеспечивающие повышение производительности механической обработки.

Результаты исследований

В результате исследований проведенных экспериментов получены зависимости времени работы до разрушения от элементов режима резания.

Для твердого сплава Т5К10

$$T_p = 2,56 * 10^3 V^{0,48} S^{2,8} t^{-1,5} \quad (1)$$

где t -глубина резания, мм;

S - подача, мм/об;

V - скорость резания, м/мин.

Для твердого сплава Т4К8-КС.

$$T_p = 2,9 * 10^3 V^{0,6} S^{1,2} t^{-0,7}. \quad (2)$$

Как видно из полученных зависимостей увеличение силовых нагрузок более существенно снимает время работы до разрушения для твердого сплава Т5К10 о чем свидетельствуют значения показателей степени при S и t . Большую стойкость имели резцы, оснащенные твердым сплавом Т4К8-КС.

При испытаниях на прочность методом ступенчато-возрастающей подачи установлено, что среднее значение разрушающей подачи у пластин из твердого сплава Т4К8-КС в 1,5 раза выше, чем у сплава Т5К10 и описывается нормальным законом (рисунок 1).

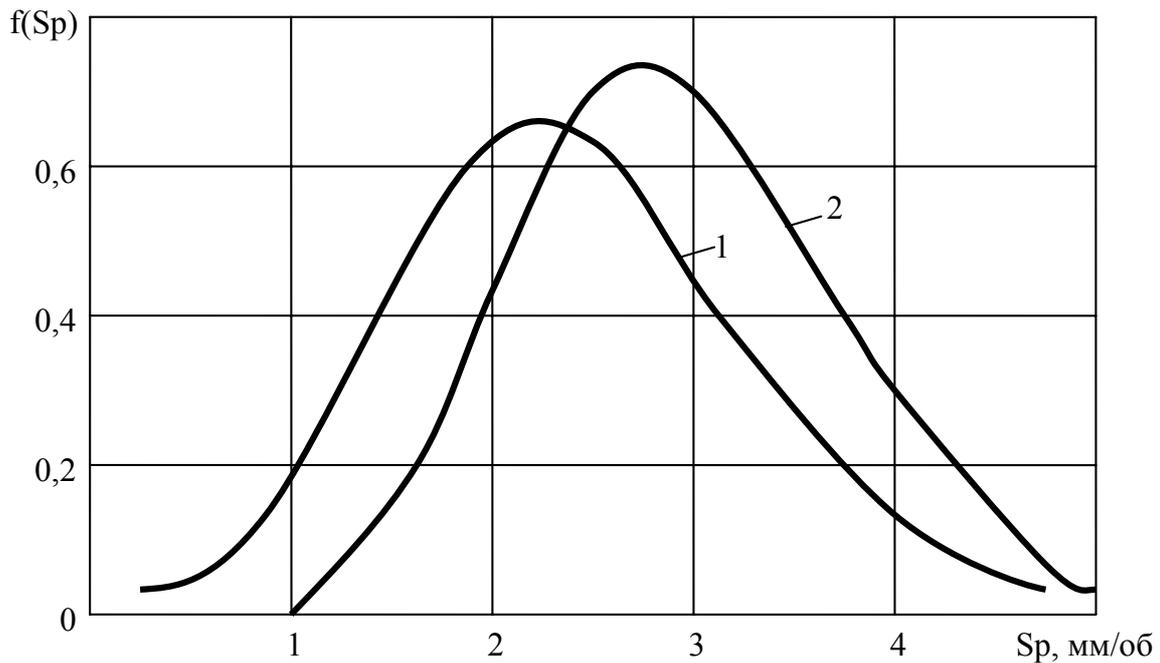


Рисунок 1.–Распределение разрушающей подачи.
 1 – твердый сплав Т5К10; 2 – твердый сплав Т4К8-КС.

В результате эксплуатационных испытаний установлено, что средний период стойкости у твердого сплава марки Т4К8-КС в 1,2 раза больше, чем твердого сплава марки Т5К10, доля поломок в 1,5 раза меньше и новый твердый сплав имеет более стабильные режущие свойства, т.е. малый коэффициент вариации. Результаты лабораторных и эксплуатационных испытаний приведены в таблице 3.

Полученные значения коэффициентов корреляции для базового и нового твердого сплава указывают на тесную корреляционную зависимость между разрушающей подачей и периодом стойкости в эксплуатации, что позволило получить корреляционные зависимости для прогнозирования периода стойкости и доли поломок в эксплуатации по результатам лабораторных испытаний

$$T_{\text{э}} = 8,7 Sp^{1.5}, \text{ мин.} \quad (3)$$

$$Q = 1.7 Sp^{-1.72}. \quad (4)$$

Таблица 3 – Результаты лабораторных и эксплуатационных испытаний.

Марка твердого сплава	Лабораторные испытания		Эксплуатационные испытания				Коэффициент корре- ляции $T_э$ и Sp
	Среднее значе- ние разру- шающей пода- чи Sp , мм/об	Коэффициент вариации V_{Sp} , мм/об	Средний пери- од стойкости $T_э$, мин	Число перио- дов стойкости, K	Доля поломок, q	Коэффициент вариации, $V_{T_э}$	
T5K10	3,2	0,3	66	3	0,38	0,44	0,87
T4K8-KC	4,0	0,21	78	4	0,24	0,16	0,73

Проведенные исследования показывают, что для повышения производительности механической обработки подачу можно увеличить в 1.2 раза.

Выводы

1 Исследована новая марка малотитанового твердого сплава на основе высокотемпературного карбида вольфрам. Установлено что новый твердый сплав по сравнению с базовым имеет в 1,5 раза большую прочность, в 1,2 раза больший период стойкости и 1,5 раза меньшую долю поломок в эксплуатации.

2 Получены математические модели для расчета периода стойкости нового сплава в зависимости от режимов резания а также математические модели для прогнозирования периода стойкости и доли поломок в эксплуатации.

3 Для повышения производительности механической обработки подачу при резании новым твердым сплавом можно увеличить в 1,2раза.

Литература

1 Мироненко Е.В. Исследование надежности блочных резцов для уникальных станков // Надежность режущего инструмента. Вопросы надежности оптимального проектирования и эксплуатации инструмента. Сб. статей. Вып. 5 / Под общ. Редакцией В.С. Гузенко и Г.Л. Хаета./Краматорск: ДГМА, 1994.-с. 196-209.

2 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. 9 / Пред. Редсовета Г.Л. Хаета.-Краматорск: ДГМА, 1999.- с.110-115.

Ивченко Т.Г.

Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The represented technique allows to predict the basic parameters of reliability of the tool in various conditions of operation and to improve a choice of rational conditions of operation of the cutting tool raising reliability of technological systems.

Надежное функционирование режущего инструмента в значительной мере определяет как надежность механообрабатывающих технологических систем, так и их технико-экономические показатели. При регламентированном качестве инструмента в условиях эксплуатации основным источником повышения надежности является выбор рациональных режимов обработки, что особенно актуально для тяжелонагруженного инструмента, имеющего значительное количество отказов в связи с его разрушением.

В большинстве современных работ в основу разработки регламентов эксплуатации твердосплавного инструмента и, прежде всего, на тяжелых станках, положены результаты экспериментальных исследований [1]. Разработанные ранее вероятностные модели отказов [2, 3] устанавливают закономерности возникновения отказов режущего инструмента, обусловленных как его изнашиванием, так и разрушением, что позволяет теоретически прогнозировать взаимосвязь основных показателей надежности с условиями эксплуатации. Практический интерес представляет дальнейшее развитие теоретических исследований в направлении повышения надежности режущего инструмента и, в первую очередь, его безотказности.

Целью настоящей работы является анализ возможностей повышения безотказности функционирования тяжелонагруженного сборного режущего инструмента с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин и разработка рекомендаций по их эксплуатационному обеспечению.

Основные теоретически исследуемые показатели безотказности - средний период стойкости T и коэффициент ее вариации V_T , используются для оценки параметров наиболее распространенного для режущего инструмента закона Вейбулла распределения его стойкости [2].

В результате анализа стохастических закономерностей функционирования тяжелонагруженного режущего инструмента установлено, что снижение его безотказности происходит вследствие большого количества отказов, связанных с разрушением режущего лезвия [3]. Основные причины их возникновения – высокий уровень действующей при резании на-

грузки в сопоставлении с уровнем прочности инструмента, а также значительное рассеивание этих показателей в реальных условиях эксплуатации. В связи с этим в представляемой работе анализируются возможности повышения безотказности инструмента за счет снижения коэффициента вариации его прочности и нагрузки, а также, при неизменном уровне прочности, за счет снижения действующей нагрузки, иллюстрируемые представленными на рис. 1 моделями.

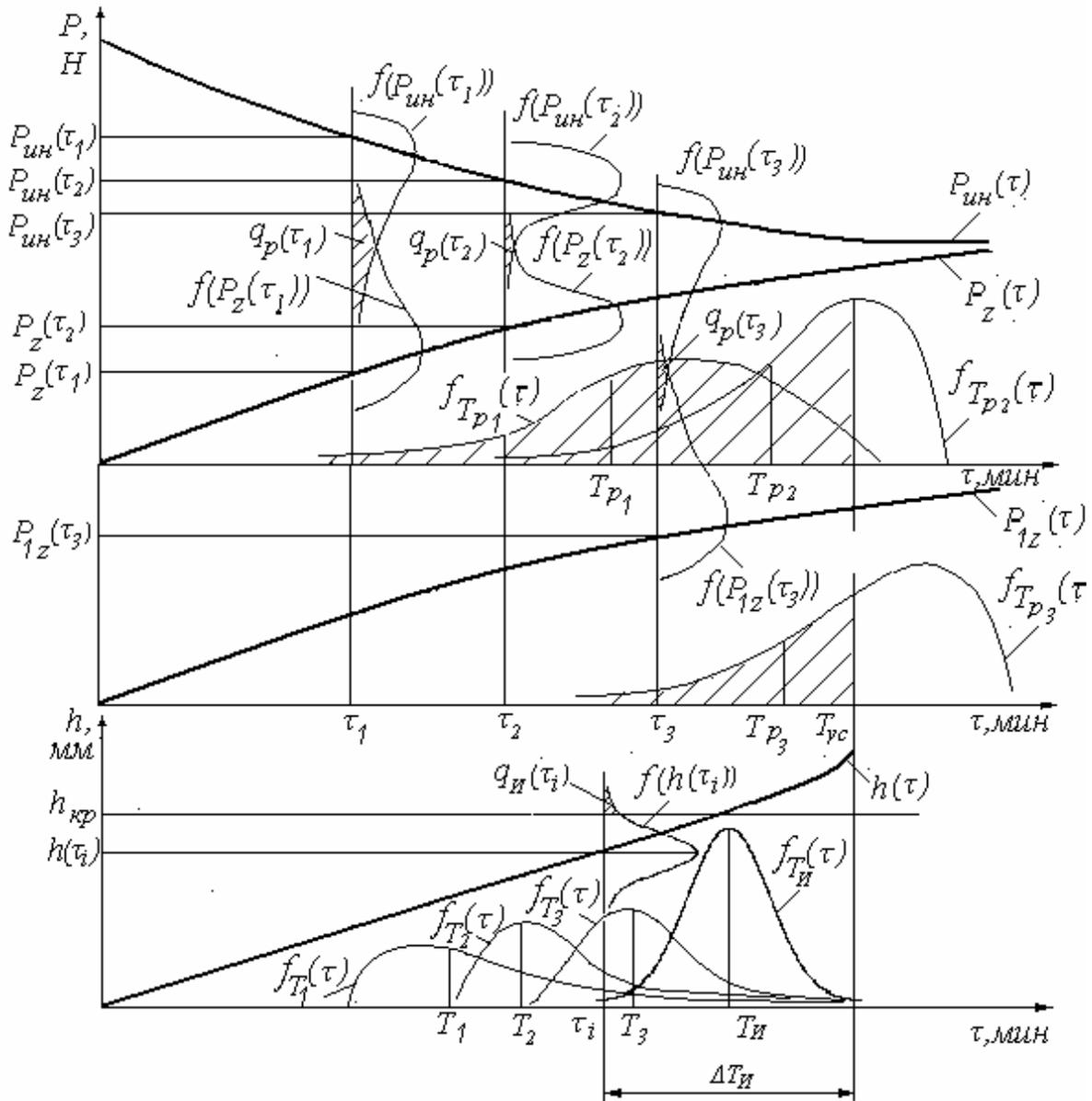


Рисунок 1 – Вероятностные модели возникновения отказов режущего инструмента в различных условиях эксплуатации

Закономерности возникновения отказов, связанных с достижением инструментом предельно допустимого износа $h_{кр}$, основаны на нормальном законе распределения величин износа по задней поверхности лезвия, а также линейном изменении во времени средних значений износа $h(\tau)$.

Вероятность отказа режущего лезвия в связи с износом представляет собой вероятность того, что износ превышает критерий затупления в момент времени τ_1 , что графически (рис.1) представлено заштрихованной областью $q_I(\tau_1)$ на графике плотности вероятности распределения износа по задней поверхности $f(h(\tau_1))$. Стойкость режущего инструмента до достижения предельно допустимого износа подчиняется нормальному закону распределения с плотностью $f_{ТИ}(\tau)$ и параметрами ТИ - средний период стойкости, σ_T - среднеквадратичное отклонение ($\Delta_{ТИ} = 6\sigma_T$) (рис.1).

В современной справочной литературе именно средний период стойкости ТИ является основной нормируемой величиной, определяемой режимами эксплуатации инструмента.

В рассматриваемых моделях принимается, что уровень эксплуатационной прочности $R_{ин}(\tau)$ и уровень действующей на лезвие режущего инструмента нагрузки $P_z(\tau)$ распределены по закону Вейбулла, а изменение во времени средних значений этих показателей, обусловленное изменением величины износа по задней поверхности лезвия $h(\tau)$, описывается нелинейными степенными функциями [3]. Распределение стойкости инструмента до разрушения представляет собой распределение экстремальных (наибольших) значений с функцией распределения F_{Tr} и плотностью вероятности распределения f_{Tr} :

$$F_{Tr}(\tau) = \exp\left[-\left(c_h \tau / \eta^{1/c}\right)^{-cb_n}\right], \quad f_{Tr}(\tau) = \frac{\partial}{\partial \tau} \exp\left[-\left(c_h \tau / \eta^{1/c}\right)^{-cb_n}\right]. \quad (1)$$

где $\eta = R_{ин}/P_z$ - коэффициент безопасности, равный отношению показателей прочности и нагрузки; c - коэффициент, характеризующий одновременное нелинейное изменение прочности и нагрузки во времени; c_h - коэффициент, характеризующий линейное изменение износа во времени: $c_h = h_{кр}/ТИ$; b_n - параметр формы закона Вейбулла распределения уровня прочности, связанный с коэффициентом вариации V_p , характеризующим рассеивание:

$$V_n = \sqrt{\left[\Gamma(1 + 2/b_n) - \Gamma^2(1 + 1/b_n)\right]} / \Gamma(1 + 1/b_n). \quad (2)$$

При значительном рассеивании указанных показателей прочности и нагрузки, представленных графиками плотностей вероятности распределения $f(P_z(\tau_1))$ и $f(R_{ин}(\tau_1))$ в момент времени τ_1 (рис.1), вероятность разрушения $q_r(\tau_1)$, графически представленная заштрихованной областью,

равна:

$$q_p(\tau_1) = \exp\left[-\left(h_{кр} \tau_1 / T_{II} (P_{ин}(\tau_1) / P_z(\tau_1))^{1/c}\right)^{-cb_n}\right]. \quad (3)$$

Средний период стойкости T_1 (рис.1), учитывающий отказы инструмента, связанные с разрушением, значительно ниже нормируемого T_{II} , а коэффициент вариации стойкости V_{T1} - выше коэффициента вариации нормируемого V_{II} :

$$T_1 = T_{II}(1 - \alpha_1 q_{p1}), \quad V_{T1} = \sqrt{V_{II}^2 + \alpha_1^2 q_{p1}^2} / (1 - \alpha_1 q_{p1}) \quad (4)$$

где α_1 - коэффициент, учитывающий соотношение среднего периода стойкости до разрушения T_{P1} с нормативным T_{II} :

$$\alpha_1 = 1 - \int_0^{2T_{II}} \tau f_{Tp1}(\tau) / T_{II} \cdot \quad (5)$$

Снижение рассеивания показателей прочности и нагрузки, представленное (рис.1) графиками $f(P_z(\tau_2))$ и $f(P_{ин}(\tau_2))$, приводит к тому, что отказы в связи с разрушением инструмента, наступают в момент времени τ_2 , то есть значительно позднее τ_1 . В результате изменяется плотность вероятности распределения f_{Tp2} , существенно снижается средний период стойкости до разрушения T_{P2} , повышается средний период стойкости инструмента T_2 , снижается коэффициент ее вариации V_{T2} .

Общие закономерности изменения коэффициента $K_T = T/T_{II}$, характеризующего снижение среднего периода стойкости T в сравнении с нормативным, а также коэффициента вариации стойкости V_T в зависимости от коэффициента вариации уровней прочности и нагрузки V_n представлены на рис.1 (при $c = 0,5$; $ch = 0,03$).

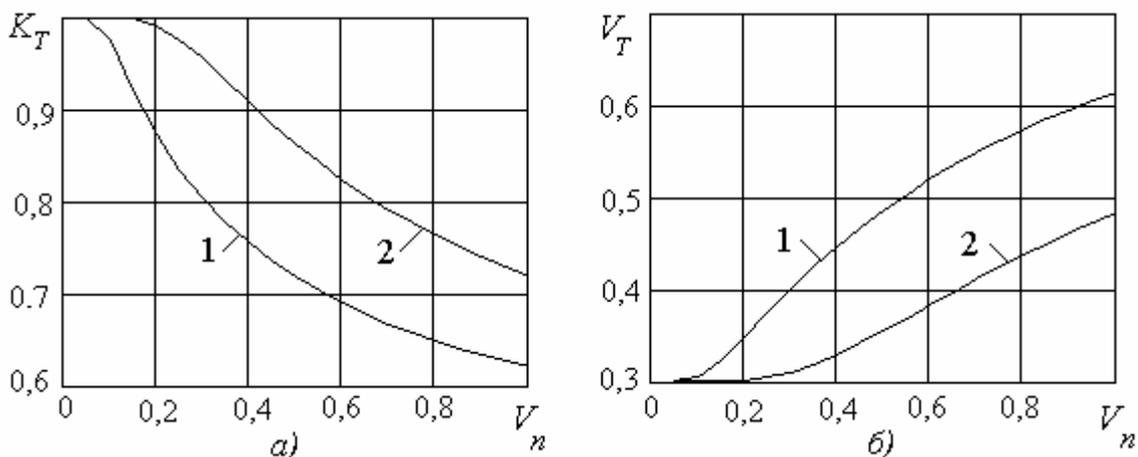


Рисунок 2 – Графики зависимости коэффициента изменения стойкости K_T – а) и коэффициента ее вариации V_T – б) от коэффициента вариации уровней прочности и нагрузки V_n (1 - $\eta = 3$; 2 - $\eta = 5$)

Представленные графики позволяют количественно характеризовать степень влияния рассеивания показателей прочности и нагрузки на средний период стойкости и его рассеивание. При значительном рассеивании показателей прочности и нагрузки ($V_n \cong 1,0$) средний период стойкости в сравнении с нормативным снижается на 30 – 40%, что свидетельствует о возможности повышения безотказности инструмента за счет снижения коэффициента вариации его прочности и нагрузки. Количественно рост безотказности может быть оценен коэффициентом повышения надежности, или среднего периода стойкости $K_{П} = K_T(V_p) / K_T(V_{pб})$, зависимость которого от коэффициента вариации уровней прочности и нагрузки V_n представлена на рис. 3.

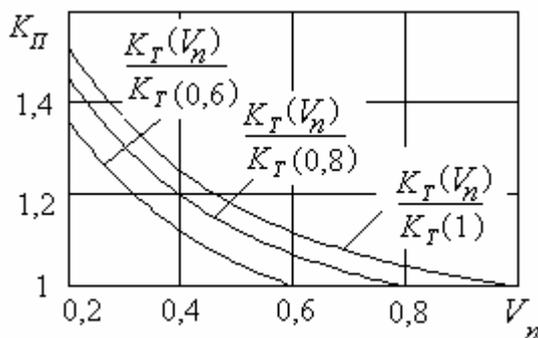


Рисунок 3 – Графики зависимости коэффициента повышения надежности $K_{П}$ от коэффициента вариации уровней прочности и нагрузки V_n

Принимая в качестве базы для сравнения тот или иной исходный коэффициент вариации уровней прочности и нагрузки – $V_{nб1} = 1$; $V_{nб2} = 0,8$; $V_{nб3} = 0,6$ и определяя для них соответствующее значение $K_T(V_{pб})$, прогнозируем соответствующее повышение среднего периода стойкости при снижении рассеивания уровней

прочности и нагрузки V_n .

Снижение уровня действующей на лезвие режущего инструмента нагрузки с P_z до P_{z1} при неизменном характере изменения нагрузки во времени и рассеивании уровней прочности и нагрузки, представленное (рис.1) графиком $P_{z1}(\tau)$, приводит к тому, что отказы в связи с разрушением инструмента наступают в момент времени τ_3 , то есть значительно позднее τ_1 . Вероятность разрушения $q_r(\tau_3)$, графически представлена заштрихованной областью пересечения графиков плотностей вероятности распределения $f(P_z(\tau_3))$ и $f(P_{z1}(\tau_3))$. В результате изменяется плотность вероятности распределения f_{Tr3} , существенно снижается средний период стойкости до разрушения T_{r3} , повышается средний период стойкости инструмента T_3 , снижается коэффициент ее вариации V_{T3} .

Общие закономерности изменения среднего периода стойкости T , характеризуемого коэффициентом $K_T = T/TИ$, а также коэффициента вариации стойкости V_T в зависимости от соотношения уровней прочности инструмента и действующей нагрузки $P_{ин}/P_z$, представлены на рис.4.

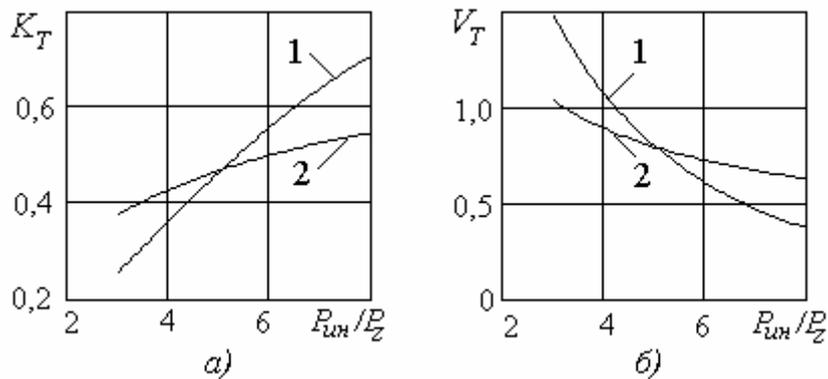


Рисунок 4 – Графики зависимости коэффициента изменения стойкости K_T – а) и коэффициента ее вариации V_T – б) от соотношения уровней прочности и действующей нагрузки P_{un}/P_z (1 - $b_n = 3$, $V_n = 0,37$; 2 - $b_n = 1$, $V_n = 1$)

При заданном уровне прочности инструмента в условиях эксплуатации повышение безотказности происходит за счет снижения нагрузки, определяемой условиями обработки и режимами резания.

В этом случае коэффициент безопасности в зависимости от режимов резания равен:

$$\eta = \eta_{\bar{o}} / t_o^{(x_p + nx_v)} s_o^{(y_p + ny_v)} . \quad (6)$$

где - $s_o = s/s\bar{o}$, $t_o = t/t\bar{o}$ относительные показатели подачи s и глубины резания t в сравнении с их нормативными значениями, принятыми за базу; $\eta_{\bar{o}}$ – коэффициент безопасности при базовых режимах резания; x_p , y_p , n – показатели, характеризующие степень влияния глубины, подачи и скорости на силу резания; x_v , y_v – показатели, характеризующие степень влияния глубины и подачи на скорость резания; (относительная скорость резания для обеспечения постоянства ТИ и коэффициента ch , корректируется в соответствии с выбранными значениями глубины резания и подачи: $v_o = 1/t_o^{x_v} s_o^{y_v}$).

Представленные на рис. 5 графики позволяют количественно характеризовать степень влияния на коэффициент изменения стойкости K_T и коэффициент ее вариации V_T ($\eta_{\bar{o}} = 3$, $\eta_{\bar{v}} = 3$, $V_n = 0,37$). Графики свидетельствуют о весьма существенном снижении безотказности инструмента при увеличении режимов резания в сравнении с базовыми и о возможности повышения среднего периода стойкости и снижения коэффициента ее вариации при их уменьшении. Так при двукратном повышении относительных показателей подачи s_o и глубины резания t_o средний период стойкости снижается с $K_T = 0,84$ до $K_T = 0,52$, а коэффициент вариации возрастает от $V_T = 0,37$ до $V_T = 0,8$. Двукратное же снижение относительных пока-

зателей подачі s_0 и глубины резания t_0 и приводит к повышению среднего периода стойкости до $K_T = 0,97$ и уменьшению коэффициента вариации до $V_T = 0,3$.

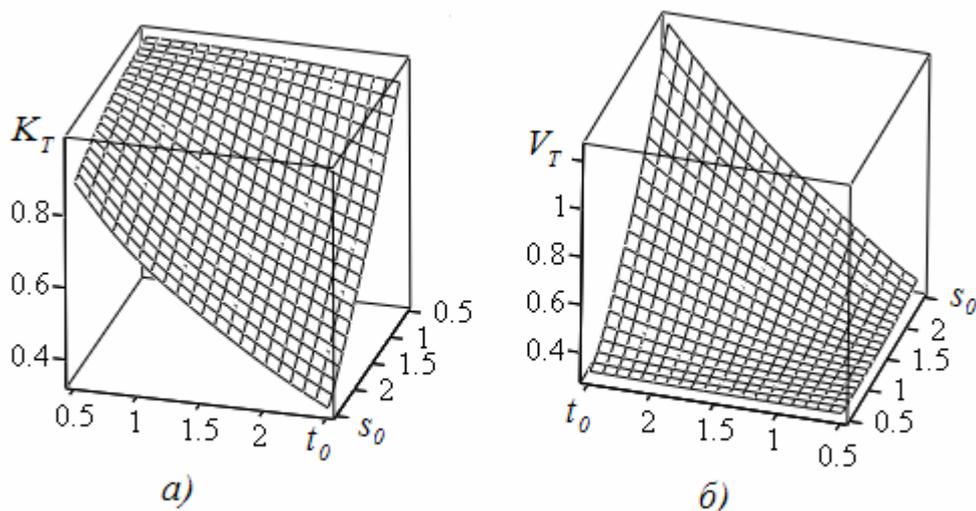


Рисунок 5 – Графики зависимости коэффициента изменения стойкости K_T – а) и коэффициента ее вариации V_T – б) от относительных показателей режимов обработки: глубины резания t_0 и подачи s_0

Таким образом, на основании анализа вероятностных моделей отказов исследованы возможности повышения безотказности функционирования тяжело нагруженного режущего инструмента за счет снижения коэффициента вариации его прочности и нагрузки, а также, при неизменном уровне прочности, за счет снижения действующей нагрузки. Разработанные в представленной работе рекомендации по эксплуатационному обеспечению заданного уровня надежности позволяют повысить эффективность технологических систем механообработки.

Литература.

1 Клименко Г.П. Експлуатаційна міцність твердосплавного інструменту важких верстатів // Прогресивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып. 27. - С.109-114

2 Ивченко Т.Г. Вероятностная модель отказов режущего инструмента // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем.– Краматорськ: ДДМА, 2003. Вип.13. - С.31-36.

3 Ивченко Т.Г. Модели отказов режущего инструмента и основные показатели надежности его функционирования // Прогресивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 25. - С.141-147.

УДК 621.9

Гусев В.В.

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ОПИСАНИЕ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ АЛМАЗНОГО КРУГА В СТАТИКЕ И ПРИ РАБОТЕ

In paper the description of grinding wheel-working surface in view of stereo logy and vector field is considered. The offered approach to the description allows generalizing the description of structure of working surface of various wheels for different grinding setup.

Значительное влияние на формирование показателей качества поверхностного слоя деталей из керамики при алмазной обработке оказывает характеристика алмазного круга [1,2,3]. Для обеспечения требуемых эксплуатационных свойств абразивного инструмента необходимо количественно оценивать геометрию его режущего рельефа. Понимание основных закономерностей, связывающих геометрические параметры рельефа режущей поверхности круга с процессом резания и критериями качества обрабатываемой поверхности детали, позволит нормировать основные характеристики рабочей поверхности круга (РПК).

К параметрам, описывающим исходную микрогеометрию алмазного круга, относятся: форма алмазного зерна, количество вершин зерен на единице площади рабочей поверхности и плотность распределения зерен по высоте. Экспериментальное определение геометрии РПК подробно рассмотрено в работах [3,4].

Алмазные зерна являются рабочими элементами шлифовального круга (ШК). В полярной системе координат вершина зерна на рабочей поверхности определяется полярным углом φ и радиус-вектором \vec{R} и координатой z (рис.1). Отсчет полярного угла φ осуществляется против хода часовой стрелки. Рабочая поверхность круга в статике, ограниченная радиусами R , $R-\Delta R$ (где ΔR глубина рабочей поверхности круга) и высотой круга H , определяет некоторую область D в трехмерном евклидовом пространстве.

Для описания условий работы зерен перейдем к нормальной системе цилиндрических координат v , u , w , с помощью которой удобно описывать положение алмазных зерен на РПК. Принято, что v - угловая координата, u -нормальная координата, w - продольная координата, параллельная оси Z . Для ШК определителем нормальной цилиндрической системы координат является цилиндр с координатами $x_1=R\cos\varphi$, $y_1=R\sin\varphi$, $z_1=z$ и радиусом наружной поверхности R , проведенным через наиболее выступающие зерна рабочей поверхности круга. Координата u определяет положение вершины зерна относительно наружной поверхности ШК, проведенной через

наиболее выступающие зерна. Она направлена по нормали к поверхности круга и характеризует разновысотность вершин зерен от наиболее выступающего зерна до рассматриваемого зерна в пределах глубины РПК ($0 < u < \Delta R$).

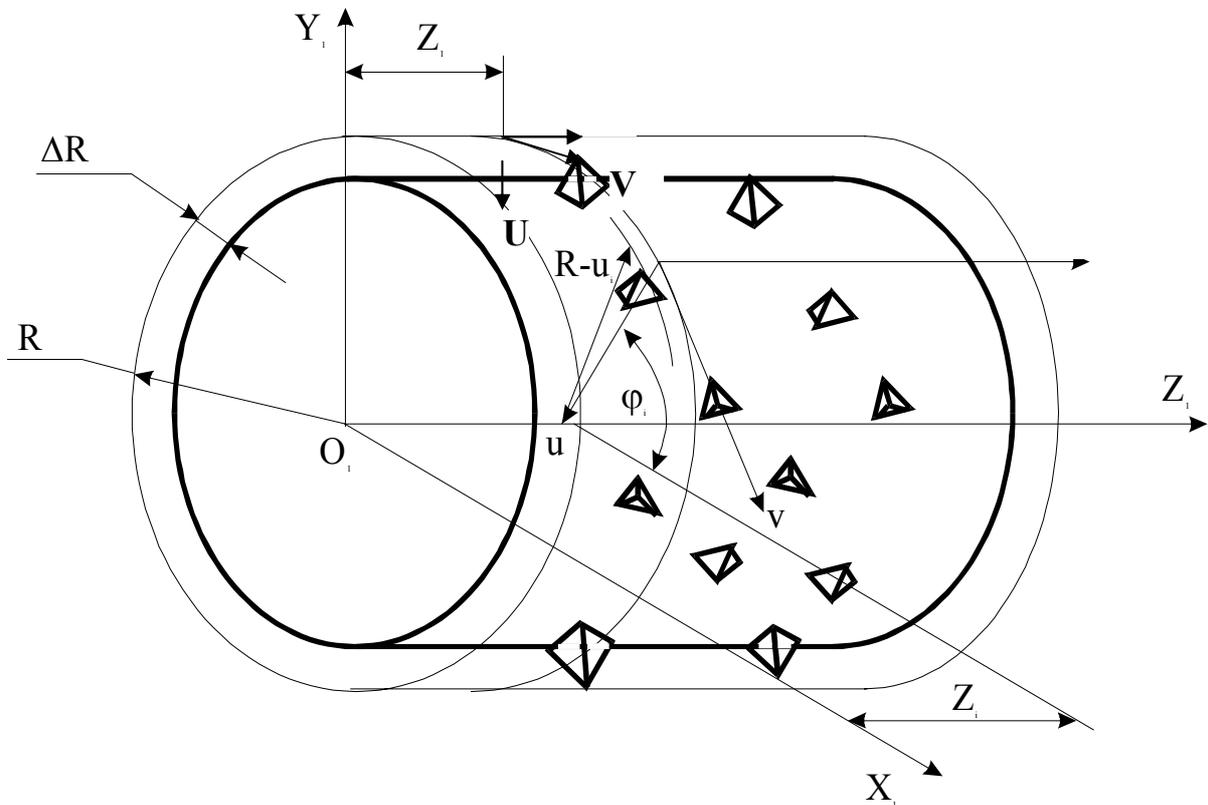


Рисунок 1 – Схема систем координат шлифовального круга

Положение вершины зерна на рабочей поверхности круга в принятой системе координат ШК определяется случайным вектором $\vec{R} = (U, V, W)$, что соответствует элементарному событию ξ из некоторого пространства элементарных событий E . Каждому элементарному событию $\xi \in E$ ставится в соответствие несколько действительных чисел (u, v, w) из множества их возможных значений. Система трех случайных величин (U, V, W) является случайной точкой в трехмерном пространстве, что равносильно заданию этой точки случайным вектором, направленным из начала координат в эту точку. В этом случае говорят о случайном векторном поле [5], определенном в некоторой области трехмерного пространства рабочей поверхности круга D $\vec{R} \in D$. Полной характеристикой системы случайных величин может служить ее плотность распределения $f(u, v, w)$. Рядом исследователей [2,3] установлено, что рабочая поверхность круга однородна в различных направлениях. При этом выполняются два условия: ординарность расположения вершин зерен и отсутствие их взаимодействия. Ординарность оз-

начает, что алмазные зерна в пространстве появляются поодиночке. Отсутствие взаимодействия означает, что вероятность попадания того или иного числа зерен в пространственную фигуру не зависит от того, сколько зерен попало в любую другую непересекающуюся с ней фигуру.

В связи с этим принимают число зерен на единице рабочей поверхности круга n_z постоянным для всей ее глубины Δr . С другой стороны, поле зерен на рабочей поверхности круга не является однородным, так как число зерен (их вершин) попадающих в пространственную фигуру зависит от того, на каком уровне по координате u эта фигура находится. В этом случае такое поле не однородно. Роль интенсивности поля выполняет плотность $f(u)$ распределения вершин зерен по глубине РПК. Распределение зерен по высоте можно описать распределением вейбулла с плотностью $f(u)$ [4]. Число вершин зерен n , попадающих в криволинейный параллелепипед с единичным основанием $dvdw=rd\phi dz=1$ и высотой du , расположенной на глубине u , вычисляется по формуле

$$n = n_z \cdot \int_u^{u+du} f(u) du . \quad (1)$$

Таким образом, при рассмотрении алмазного шлифовального круга в статике расположение зерен в пространстве рабочей поверхности можно рассматривать как нестационарное поле зерен с распределением пуассона.

Для удобства математического описания зерно моделируют телом вращения [1,2,3 и др.]. При представлении зерен в виде параболоида и эллипсоида вращения погрешности определения их объемов по моделям лежат в одинаковых пределах (не более 32%) [6]. Модель зерна в виде параболоида вращения позволяет легко учесть изменение параметров модели для различных зернистостей и марки алмаза. Использование такого типа модели тем более справедливо, что глубина рабочей поверхности круга Δr меньше наибольшей полуоси зерна.

Примем в первом приближении, что продольная ось зерна перпендикулярна поверхности связки и совпадает с осью u нормальной цилиндрической системы координат. Пусть вершина зерна находится на расстоянии u_i от наружной поверхности круга. В этом случае в сечении рабочей поверхности на расстоянии c ($c > u_i$) зерно занимает площадь $S_{зnon}(u)$

$$S_{зnon}(u_i) = \pi \cdot C_b^2 \cdot (c - u_i)^{2 \cdot m} , \quad (2)$$

где C_b , m – соответственно эмпирические коэффициент и показатель степени формы зерна, определяемые из эксперимента при профилографировании РПК [4].

Математическое ожидание площади $A(c)$, занимаемой зернами на

единице рабочей поверхности круга в сечении, расположенном от наружной поверхности круга на расстоянии c , определится по зависимости [5]

$$A(c) = n_3 \int_0^c S_{3\text{non}}(u) f(u) du = \pi \cdot n_3 \cdot C_b^2 \int_0^c (c-u)^{2m} \cdot f(u) du \quad (3)$$

Полученная зависимость (3), определяет математическое ожидание относительной опорной площади рабочей поверхности круга $\eta_{\text{РПК}}$ в сечении, находящемся на любом расстоянии от его наружной поверхности в пределах глубины РПК ($0 \leq c \leq \Delta R$). Математическое ожидание относительной опорной площади рабочей поверхности круга $\eta_{\text{РПК}}$ является отношением площади, занимаемой зернами в поперечном сечении РПК, к общей площади сечения. Она является определяющим параметром, который характеризует процесс приспособляемости круга к условиям обработки [7]. На рисунке 2 показано изменение $\eta_{\text{РПК}}$ круга 1А1 200х20х32 АС6-4-М2-01-125/100 в состояниях: после правки ($\Delta R=70\text{мкм}$); после сошлифовывания 22 см^3 образца из горячепрессованного оксида алюминия (Al_2O_3 гп) ($\Delta R=35\text{мкм}$). Зависимости получены расчетным путем. Параметры плотности распределение зерен по высоте выбраны в соответствии с работой [4]. Для круга после правки относительная опорная площадь РПК изменяется

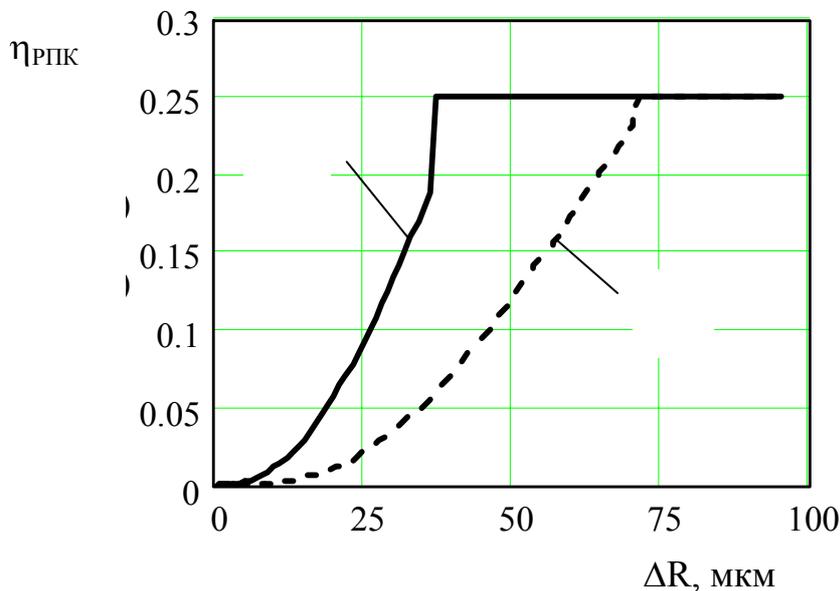


Рисунок 2 – Математическое ожидание относительной опорной площади рабочей поверхности круга 1А1 200х20х32 АС6-4-М2-01-125/100 в зависимости от глубины РПК и состояния круга:
 1 – после правки ($n_3=20,5\text{шт/мм}^2$; $\Delta R=70\text{ мкм}$),
 2 – после удаления $22\text{ см}^3/\text{мм}$ Al_2O_3 Гп ($n_3=17\text{шт/мм}^2$; $\Delta R=35\text{ мкм}$).

от 0 у наиболее выступающего зерна до 0,23 на уровне связки. Для работавшего круга эти значения составляют 0 и 0,19.

Полученные расчетные значения превышают величину относительной опорной площади топографии РПК, рассчитанную по зависимости [7] $T_p=0,25 \cdot \Delta R/D_C$, где D_C – средний размер зерна. Различие особенно значительно для круга, длительное время

находившегося в работе, это связано с тем, что автором зависимости не учтена, способность связки удерживать, частично разрушенные и изношенные алмазные зерна.

В соответствии одним из фундаментальных соотношений стереологии (принципом кавальери-акера-глаголева) отношения суммарной площади плоских площадок – сечений алмазных зерен к общей площади секущей плоскости A_a будут равны отношению суммарного объема алмазных частиц к объему рассекаемой части круга, т.е. Объемной доле алмазных зерен (V_V) [8]. В плоскости случайного сечения РПК, независимо от ее ориентировки, суммарная длина отрезков, отсекаемых поверхностями зернами, к общей длине этих отрезков (L_L) на уровне c также будет равна объемной доле алмазных зерен на этом уровне. Объемная доля алмазов в связке при 100% концентрация круга составляет 0,25 [2,7]. Величина относительной опорной площади алмазных зерен у связки не может превышать указанной величины. Объем, занимаемый зернами на рабочей поверхности круга, возрастает от минимального значения у его наружной поверхности до значения немногим меньшего объемной доли зерен в связке.

Каждому уровню рабочей поверхности круга, определяемой координатой U в нормальной системе цилиндрических координат, соответствует определенная относительная опорная площадь поверхности алмазных зерен $A(C)$ (3), которая, будучи скалярной, определяет поле скалярной величины рпк. через каждую точку поля проходит единственная поверхность уровня поля, принимающая значения от 0 до 0,25 для кругов 100% концентрации.

Для принятой нормальной системы цилиндрических координат v, u, w полный дифференциал поля dA равен

$$dA = \frac{\partial A}{\partial v} dv + \frac{\partial A}{\partial w} dw + \frac{\partial A}{\partial u} du = \text{grad}A \cdot dr, \quad (4)$$

где dr дифференциал радиус вектора в цилиндрической системе координат $r = i(R-u)\cos\varphi + j(R-u)\sin\varphi + kz$ текущей точки рабочей поверхности круга.

Градиент поля $\text{grad} A$ зависит только от координат точки рабочей зоны и направлен по координате u , т.е. направлен по нормали к поверхности уровня ШК, в сторону быстреего увеличения скалярной функции и равен производной по направлению u . Зная градиент скалярной функции в данной точке, можно определить изменение функции при переходе от рассматриваемой точки к любой другой в ее окрестности. На рисунке 3 показано изменение градиента поля алмазного круга после правки и удаления 22 см^3 оксидной керамики.

При шлифовании круг вращается и поступательно перемещается относительно обрабатываемой заготовки. Вектор скорости \vec{V} произвольной

точки РПК складається из скорости поступательного перемещения круга \vec{V}_n и скорости $\omega \times (R-u)$, обусловленной его вращением с мгновенной угловой скоростью ω вокруг оси Z , т.е.

$$\vec{V} = \vec{V}_n + \vec{\omega} \times (R-u). \quad (5)$$

Если вектор скорости произвольной точки РПК круга умножить на скалярную функцию поля A , получим векторную характеристику поля круга при обработке

$$\vec{P} = A \cdot \vec{V}. \quad (6)$$

Ротация поля ШК определяется по зависимости

$$\text{rot}(\vec{P}) = \text{rot}(A \cdot \vec{V}) = A \cdot \text{rot} \vec{V} = 2 \cdot A \cdot \vec{\omega}. \quad (7)$$

Траектории, по которым перемещаются точки поля, являются векторными линиями. Вектор поля касается в каждой точке траектории. Дивергенция потока поля рабочих элементов круга (алмазных зерен), если предположить отсутствие изменений в его рабочей поверхности, равна нулю:

$$\text{Div}(\vec{V} \cdot A) = 0. \quad (8)$$

Поток поля рабочих элементов круга через любую замкнутую поверхность, если только эту поверхность можно стянуть в точку, не пересекая границ поля также равен нулю. Таким образом, мы имеем случайное

соленоидальное векторное поле.

Последовательность алмазных зерен, проходящих через удаляемый объем материала, представляет поток событий интенсивностью $n(\tau)$, где τ время наблюдения. Интенсивность потока определяет среднее число событий, приходящихся на единицу времени. В этом случае вероятность попадания того или иного числа зерен в пространственную фигуру,

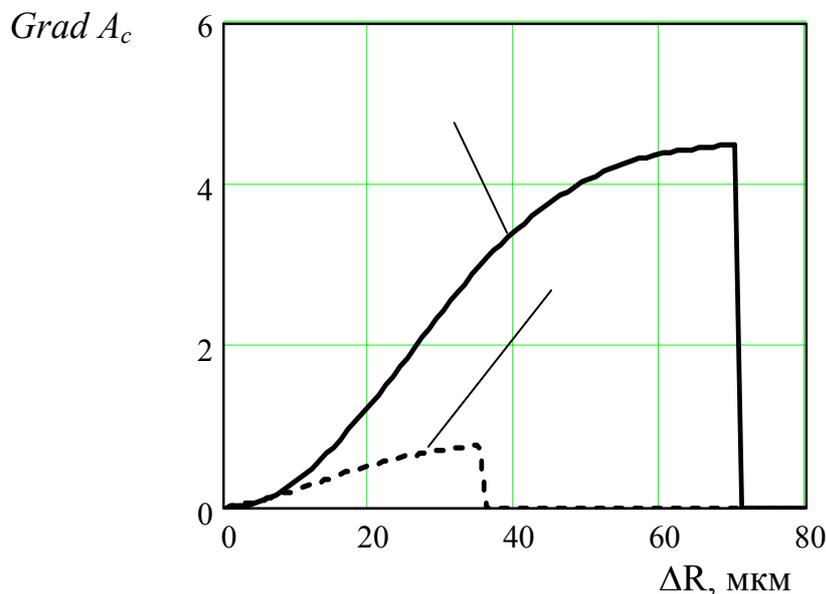


Рисунок 3 – Математическое ожидание градиента относительной опорной площади рабочей поверхности круга 1A1 200x20x32 AC6-4-M2-01-125/100 от наружной поверхности круга в пределах глубины РПК:

- 1 – после правки $n_3=20,5$ шт/мм²; $\Delta R=70$ мкм;
- 2 – после удаления 22 см³/мм Al₂O₃ (Гп) $n_3=17$ шт/мм²; $\Delta R=35$ мкм

через которую проходит поле круга, не зависит от того, сколько зерен попало в любую другую не пересекающуюся с ней фигуру. Для этого потока зерен также выполняются условия ординарности и отсутствия взаимодействия.

Циркуляция поля ШК \vec{R} вдоль линии контакта произвольной площади на заготовке с кругом определяет возможность инструмента в удалении материала припуска вдоль этой линии [9].

Каждому уровню рабочей поверхности круга соответствует определенная скалярная величина, которая характеризует относительную опорную площадь поверхности алмазных зерен, объемную долю алмазных зерен и определяет возможность в удалении материала припуска инструментом на этом уровне. Предложенный подход к описанию ШК позволяет обобщить описание различных кругов и схем позиций стереологии и векторного поля шлифования.

Литература.

- 1 Алмазная обработка технической керамики / Д.Б. Ваксер, В.А. Иванов и др. – Л.: Машиностроение, 1976. – 160с.
- 2 Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207с.
- 3 Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263с.
- 4 Гусев В.В., Молчанов А.Д. К определению микрогеометрии рабочей поверхности шлифовального круга в статике // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. Випуск 10. «ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ВІДНОВЛЮЄМИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН. ФІЗИЧНІ ТА КОМП'ЮТЕРНІ ТЕХНОЛОГІЇ» - Харків: ХДТУСГ. - 2002. С.379-384.
- 5 Венцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей и ее инженерные приложения. – М.: Высшая школа, 2000. – 480с.
- 6 Байков А.В. Моделирование алмазных зерен для инструмента с ориентированным их расположением // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Сборник научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1997. – Вып. №4. – С.12-18.
- 7 Федорович В.А. Динамика изменения параметров рабочей поверхности круга при шлифовании СТПМ // Резание и инструмент в технологических системах - Харьков: ХГПУ, 2000. - Вып. №56 –С.154-163.
- 8 Чернявский К.С. Стереология в металловедении. – М.: Металлургия, 1977. – 280с.
- 9 Гусев В.В. О распределении параметров срезов при глубинном круглом шлифовании периферией круга // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – Вып.65. – С.37-46.

УДК 621.9

Белов С. Г., Калафатова Л. П.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ПРАВКА ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ КАК СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

In this work the progressive way of editing of the abrasive tool is considered. It is editing of a grinding circle by a free abrasive. During editing the special structure is applied. Structure and properties of this structure also are considered in clause.

Одной из основных задач, стоящих перед предприятиями машиностроения, является интенсификация процессов алмазно-абразивной обработки с целью снижения себестоимости выпускаемой продукции и повышения ее качества. Разработка прогрессивного технологического процесса обработки изделий предполагает необходимость использования перспективных способов правки алмазного инструмента, обеспечивающих его высокие режущие характеристики. Работа затупленными кругами сопровождается ростом силового воздействия на обрабатываемый материал, снижением качества формируемой поверхности по параметру дефектности, ухудшением эксплуатационных характеристик изделий, повышенным непроизводительным расходом алмазных кругов [1, 2]. Особенно остро задача восстановления режущей способности алмазного инструмента стоит при обработке изделий из труднообрабатываемых неметаллических материалов типа ситаллов, конструкционной и инструментальной керамик. Из-за высоких твердости и прочности названных материалов потеря обрабатывающим инструментом режущей способности происходит уже через 2 – 5 минут его работы, что сразу же отрицательно сказывается на качестве формируемой поверхности и производительности обработки.

Вопросам правки шлифовальных алмазных кругов посвящено значительное количество исследований [2-5]. В настоящее время известны два основных направления в разработке перспективных способов правки абразивных инструментов: электроэрозионные, электрохимические способы, основанные на электрическом и электрохимическом воздействии на связку алмазных кругов; способы механической правки и профилирования кругов. Среди способов первого направления наиболее изучаемым является электроэрозионный способ правки. Несмотря на общепризнанные достоинства этого способа, необходимо отметить и присущие ему недостатки. Сложность реализации в производственных условиях; большие энергозатраты; ограничения, накладываемые материалами связки кругов на эффективность процесса правки; сложности при соблюдении правил техники безопасности в условиях повышенной влажности в зоне работы станочни-

ка и наличия в ней же мощного источника электрических разрядов. Электроэрозионные способы применяются для правки кругов на металлических связках; алмазно-абразивный инструмент на неметаллических связках электроэрозионной правке не подлежит. В этом случае применимы механические способы правки.

Способы механической правки нашли широкое распространение на производстве. Их многообразие определяется многообразием операций механического воздействия на абразивный инструмент. Все эти способы преследуют цель: исправить геометрию подвергаемого правке инструмента и создать требуемый микропрофиль его рабочей поверхности.

Прослеживаются следующие тенденции в развитии механических способов правки, отличающихся, прежде всего, видом правящего инструмента, в качестве которого могут выступать: абразивный инструмент - абразивные круги, ролики, карандаши, шарошки; кристаллический инструмент - моно и поликристаллы алмаза, нитрида бора и др.; неабразивный или комбинированный инструмент - молибденовые, танталовые, ниобиевые пластины, стержни, пластины из естественного камня, керамики и т.д.; свободный абразив, подающийся в зону правки различными способами – на рабочую поверхность шлифовального круга; в зазор между рабочим и правящим алмазно-абразивными кругами; в зазор между шлифовальным кругом и специальным элементом – притиром. Абразив может подаваться всухую в чистом виде или виде абразивной суспензии различного состава.

Наиболее широко распространены способы правки абразивным правящим инструментом. Однако они имеют существенные недостатки: интенсивный износ алмазных зерен инструмента, подвергаемого правке; низкая эффективность процесса вышлифовывания межзеренного пространства; большой расход правящих инструментов; низкая режущая способность правленых кругов. Применение кристаллического и неабразивного правящих инструментов, имеющих форму остроконечных стержней, пластин и т. д. также не обеспечивает надежного повышения эксплуатационных характеристик шлифовальных кругов и используется, в основном, при правке специальных профильных кругов.

Достаточно широкое применение находит способ механической правки алмазных кругов с использованием свободного абразива с учетом разнообразия конструкций устройств для его реализации [5-7]. Этот вид правки является универсальным для кругов с различными типами связок и может быть реализован без прерывания процесса шлифования [7]. Он показал свою эффективность при обработке материалов на основе стекла [1] и был апробирован также при шлифовании образцов из инструментальной и конструкционной керамик.

Предлагаемый способ правки состоит в следующем. Свободный абразив для повышения эффективности правки, сокращения расхода абразивного порошка подается в зону правки в составе абразивной суспензии, включающей компоненты, масс. %: абразивный порошок 46-50, глина, выполняющая роль связующего, 23-27%, вода – остальное. Размеры абразива берут равными 0,6-0,9 размера зерен алмазного инструмента, подвергаемого правке. Подача суспензии осуществляется в промежуток между вращающимся шлифовальным кругом и притиром, повторяющим форму круга и установленным под определенным углом α ($\alpha = 20 - 60^\circ$) к вектору скорости круга в точке их соприкосновения. При этом притиру сообщают возвратно-поступательные движения вдоль образующей инструмента и движение подачи по направлению к его рабочей поверхности со скоростью 5 – 18 мкм/с. При подаче абразивной суспензии в рабочую зону происходит захват свободного абразива вращающимся кругом. Попавший между кругом и притиром свободный абразив, затормаживается в притире или шаржируется в нем и тем самым вышлифовывает связку круга, обнажая его неизношенные алмазные зерна, практически не повреждая их. Одновременно происходит шлифование притира свободным абразивом. Формируется рабочий зазор между кругом и притиром, который автоматически поддерживается на определенном уровне при условии непрерывного подвода свободного абразива в зону правки и непрерывной подачи притира к кругу с указанной скоростью.

Для определения наиболее эффективных режимов шлифования конструкционной керамики и правки алмазных кругов, реализующих этот процесс, был проведен комплекс исследований с разработкой специальных стендов, включающих устройства для правки алмазных кругов и измерения их износа как в процессе шлифования, так и за время правки. Некоторые результаты выполненных исследований представлены в настоящей статье.

На рис. 1 приведен общий вид стенда для обработки конструкционной керамики, предназначенный для проведения экспериментов по исследованию процессов алмазного шлифования и правки алмазных кругов свободным абразивом. Стенд выполнен на базе заточного станка модели 3762. Основными частями стенда являются: 1 – динамометрический стол; 2 – устройство для правки свободным абразивом; 3 – емкость для хранения абразивной суспензии; 4 – гидравлическая система устройства для правки, выполненная в виде гидропанели; 5 – стол станка; 6 – алмазный круг; 7 – измерительная аппаратура.

Устройство для правки может использоваться как в лабораторных, так и в производственных условиях, в частности для правки алмазных кру-

гов, применяемых при обработке труднообрабатываемых неметаллических материалов.

Крепление устройства для правки алмазных кругов свободным абразивом осуществляется посредством присоединение последнего к плите, закрепленной на корпусе шпиндельного узла шлифовального станка. Устройство для правки включает следующие основные узлы: притир; механизм подачи притира; емкость для хранения абразивной суспензии; гидрпанель; систему управления.

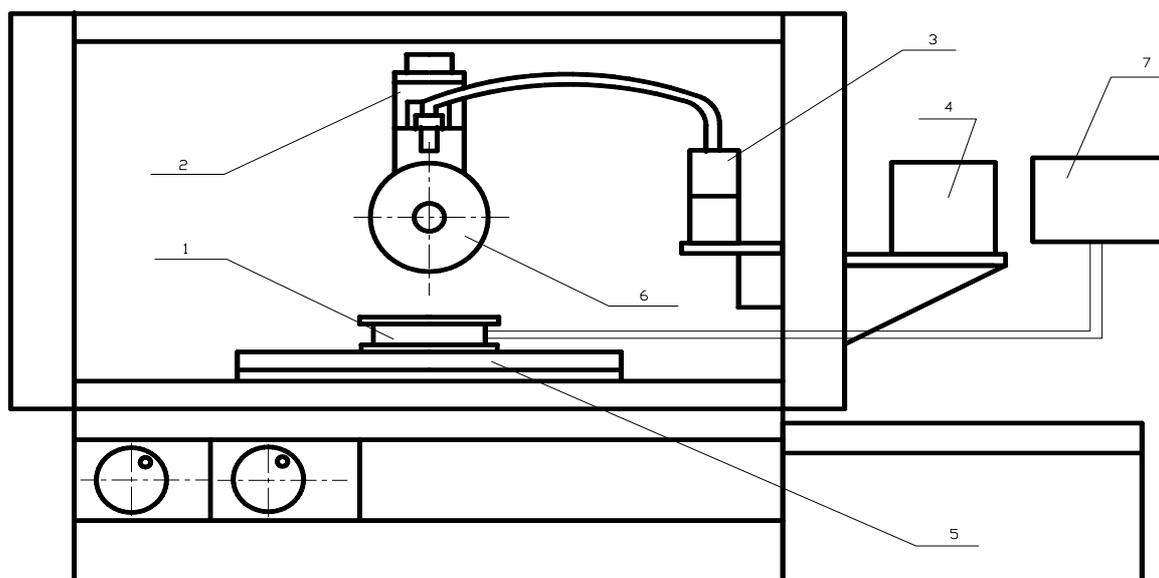


Рисунок 1 – Научно-исследовательский стенд для изучения особенностей процессов алмазно-абразивной обработки конструкционной керамики

Основные технические характеристики устройства. В качестве правящего инструмента в составе абразивной суспензии используется карбид кремния зеленый ГОСТ 3647-59. Размер правящего абразивного порошка составляет 50 – 250 мкм и принимается в диапазоне 0,6 - 0,9 от размера зерен алмазного круга, подвергаемого правке. Диаметр кругов, подвергаемых правке 150 - 250 мм; скорость подачи притира в радиальном направлении составляет 8 - 20 мкм /с. Среднее время правки не превышает 60 с и может быть изменено в каждом конкретном случае в зависимости от типа связки, зернистости и марки алмазов правленного круга. Мощность привода подачи притира в радиальном направлении 15,2 Вт; напряжение питания 127 В.

Притир представляет собой две чугунные пластины, в одной из которых выполнен продольный паз для подвода абразивной смеси, а вторая служит крышкой. Механизм подачи притира состоит из механизма подачи в радиальном направлении, приводом которого является электродвигатель

постоянного тока со встроенным редуктором, и механизма перемещения притира вдоль ширины алмазного круга за счет перемещения штока гидроцилиндра гидропривода.

Емкость для хранения абразивной смеси представляет собой цилиндрический тонкостенный корпус, состоящий из двух частей. В нижней части корпуса расположен резиновый стакан, который осуществляет принудительное выталкивание абразивной смеси под воздействием давления масла, подводимого от гидросистемы станка. Верхняя часть емкости соединена посредством резинового шланга с притиром, в результате чего осуществляется подача абразивной смеси в зону правки. Скорость подачи абразива регулируется расходом масла, подаваемого в нижнюю часть емкости.

Гидропанель выполняет функцию системы управления механизма подачи притира вдоль ширины круга, а также осуществляет регулирование количества подаваемой из емкости абразивной смеси. Она включает в себя два золотниковых распределителя, два дросселя, крана, резиновых шлангов и соединительных трубопроводов. Гидропанель подключена непосредственно к маслостанции станка.

Система управления состоит из конечных бесконтактных выключателей, установленных с целью ограничения перемещения притира вдоль ширины круга и конечных контактных микровыключателей, ограничивающих движение притира в радиальном направлении. Кроме того, имеется пульт управления, осуществляющий регулирование работы устройства для правки алмазных кругов свободным абразивом в целом.

Об эффективности процессов шлифования и правки невозможно судить, не имея точных сведений об износе шлифовального круга, эксплуатируемого в разных условиях. Для этого стенд снабжен специальным устройством для измерения кругов, схема которого приведена на рисунке 2. Оно монтируется на танке вместе с устройством для правки кругов свободным абразивом, что позволяет проводить измерения в любое время.

Устройство для измерения износа круга состоит из следующих составных частей: опорной плиты 1, служащей для установки устройства на станке; плиты 2, на которой размещены направляющие 3; ползуна 4; опоры 5; индикатора часового типа 6; микрометрического винта 7; двух планок 8; винтов 9; контрольной гайки 10; контрольного винта 11; штатива 12; оптической трубы 13 и скобы 14.

Направляющие 3 и ползун 4 необходимы для осуществления продольного перемещения опоры 5, на которой размещен индикатор 6 вместе со щупом, что дает возможность проводить измерения износа по ширине круга. Щуп оснащен рубиновой иглой, которая непосредственно касается рабочей поверхности круга, измеряя его износ.

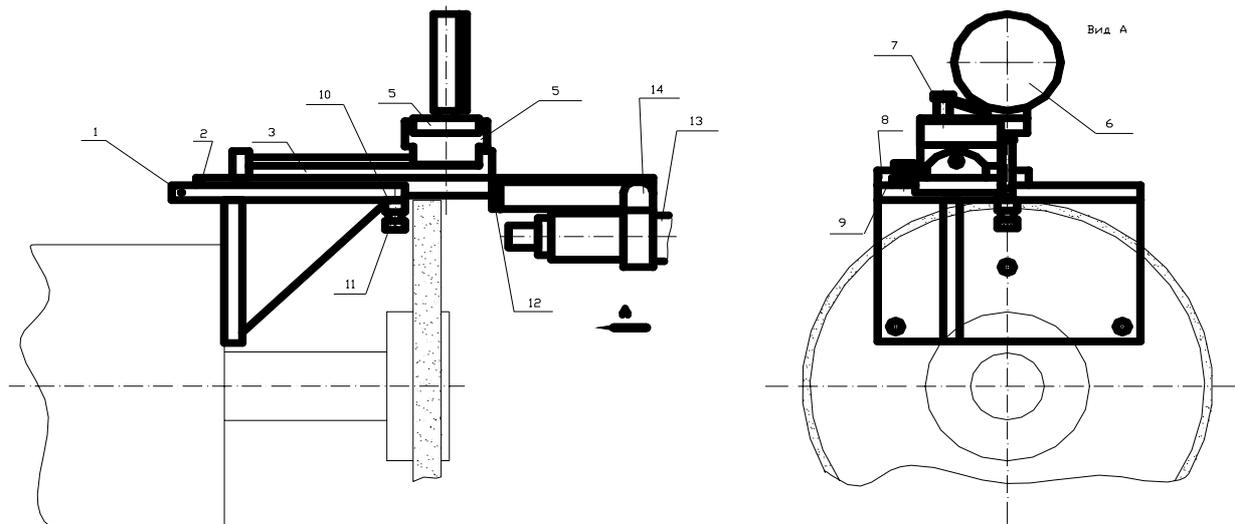


Рисунок 2 – Устройство для измерения износа кругов

Микрометрический винт 7 предназначен для настройки индикатора 6 на „ноль”. Для этого также служат контрольные гайка 10 и винт 11. Они являются материальным воплощением „ноля”.

Для того, чтобы измерение износа круга проводилось точно в одном и том же месте, на торцевой поверхности круга выполняются риски. С помощью оптической трубы 13, которая закрепляется на штативе 12 посредством скобы 14, можно ориентировать круг по рискам с очень высокой точностью, которая зависит от увеличения оптической трубы 13.

Работа устройства для измерения износа круга базируется на принципе измерения разницы расстояния от „ноля” до рабочей поверхности круга между двумя измерениями (например, до и после правки). Полученные значения и есть величинами износа круга во время обработки (правки). После того, как щуп индикатора 6 коснется „ноля”, шкала самого индикатора устанавливается таким образом, чтобы стрелка индикатора указывала на 0. Потом с помощью микрометрического винта 7 щуп поднимается, опора 5 с помощью ползуна 4 перемещается по направляющим 3 так, чтобы щуп индикатора оказался над нужным местом на рабочей поверхности круга. С помощью микрометрического винта 7 освобождается арретир индикатора 6, благодаря чему щуп индикатора свободно опускается до достижения контакта с рабочей поверхностью круга. Показания индикатора 6 фиксируются, после чего щуп снова поднимается и выполняется снятие показаний индикатора 6 во всех нужных местах на рабочей поверхности круга.

После проведения обработки или выполнения правки круга процедура повторяется в тех же самых точках на его рабочей поверхности, в которых перед этим были сняты показания индикатора 6 a_{1i} в микрометрах. В результате будут получены показания a_{2i} (также в микрометрах). Величи-

ны износа круга в соответствующих точках δ_i определяются как разница этих показаний: $\delta_i = a_{2i} - a_{1i}$.

Применение описанного способа правки в сочетании с конструкцией устройства для его реализации при шлифовании многогранных неперетачиваемых пластин из минералокерамики кругами на бакелитовой связке позволило при минимальном расходе алмазосодержащего слоя инструмента увеличить количество пластин, выпускаемых между правками, на 50% при улучшении качества обрабатываемой поверхности в 1,5 раза при минимальных дополнительных затратах.

Выводы

Высокоэффективные способы правки алмазного инструмента при шлифовании труднообрабатываемых материалов являются неотъемлемой частью технологического процесса их обработки.

В качестве такого способа правки при шлифовании кругами с различными типами связок может быть эффективно использован способ на основе применения свободного абразива.

Для исследования процессов шлифования образцов из конструкционной керамики предложен стенд, на базе шлифовального станка, включающий устройства для правки алмазных кругов свободным абразивом и для измерения износа круга в процесс обработки или правки.

Спроектированный стенд позволяет оптимизировать процессы шлифования изделий из труднообрабатываемых материалов за счет обоснованного выбора режимов обработки и правки алмазного инструмента в каждом конкретном случае.

Литература

1 Калафатова Л.П. Влияние эффективности способа правки инструмента на дефектность шлифованной поверхности изделий из ситаллов // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. Научно-техн. сб. – Харьков: ХГПУ. – 1999. – Вып. 54. – С. 122-124.

2 Чачин В. Н., Дорофеев В. Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов. – Мн: Наука и техника, 1974. – 160 с.

3 Шлифование с автоматической стабилизацией режущей способности круга / Голубев И. В., Гродзинский Э. Я., Свешников В. К., Стебаев А. И. // Станки и инструменты, 1984. – № 1. – с. 20-22.

4 Пахали Ю. А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование. – Л., Машиностроение, 1985. 178 с.

5 Заявка №63-41707 Япония, МКИ4 В 53/04, 53/013. Способ правки шлифовального круга / Тоеда коки К.К. - №55-5326. Заявлено 22.01.80; Оpubл. 18.08.88, Бюл. №2-1043.

6 Заявка №60-43275 Япония, МКИ4 В 24 В 53/013. Устройство для правки шлифовального круга / Тоеда коки К.К. - №53-50372. Заявлено 26.04.78; Оpubл. 27.09.85, Бюл. №2-1082.

7 А.с. 1839393 СССР, МКИ В 24 В 53/00. Способ правки абразивного инструмента / В.В. Бурмистров, А.В. Байков, А.Н. Емельянов, Л.П. Калафатова, А.Д. Хроменко (СССР). - № 4765299. Заявлено 14.12.89; Оpubл. 30.12.93, Бюл. № 47-48. - 2 с.

УДК 621.9

Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Клименко Ю.В.

ВНУ им.В.Даля, г.Луганск, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ИЗНОСА ДИСКОВЫХ ПИЛ ТРЕНИЯ ДЛЯ ЭЛЕКТРОФРИКЦИОННОЙ РАЗРЕЗКИ МЕТАЛЛА

The mechanism and shapes of a breakup of a saw of friction surveyed at electrofrictional cutting of metal. The analysis by processes flowing past on a surface of the instrument and in his depth is given. The trajectories of pinch breakup stability of a saw of friction are offered.

Введение

Актуальным вопросом современного машиностроения является создание прогрессивных конструкций инструментов и передовых технологий для обработки металлов резанием.

Известен метод фрикционной резки металлов дисковыми пилами трения [1]. В последнее время исследователями предложен и изучен метод электрофрикционной резки заготовок [2]. Эффективное применение данного метода требует изучения природы возникновения и характера протекания процесса износа инструмента. Ранее были проведены исследования закономерностей износа режущих дисков для термофрикционной обработки плоских поверхностей заготовок [3]. Однако, несмотря на схожесть процессов, износ дисковых пил трения имеет определенные особенности. Например, представляет исключительную сложность определение влияния скоростей вращения пилы трения и подачи заготовок на интенсивность износа рабочих поверхностей пилы, что приводит к необходимости проведения исследований, позволяющих получить достаточно полное описание процесса трения и износа в зоне контакта инструмента и заготовки.

Основная часть

Механизм износа пилы трения при электрофрикционной резке металла представляет собой сложный процесс, трудно поддающийся изучению. Исследование износа усложняется еще и тем, что взаимодействие поверхностей пилы и заготовки в каждом поперечном сечении осуществляется различными по величине радиусами.

Специфика износа пил трения такова, что различные точки образующей пилы испытывают различное силовое воздействие. Износ протекает в

условиях, создающих разные по величине напряжения в периферийном объёме материала пилы в разных её поперечных сечениях.

Формы износа пил трения имеют разнообразный характер и величину. Вид износа определяется процессами, протекающими на поверхности инструмента и в его глубине. Основные из них: схватывание частиц инструментального материала с частицами обрабатываемого материала; диффузия атомов инструмента в заготовку и атомов заготовки в инструмент; образование и рост микротрещин; химическое взаимодействие поверхности инструмента с СОТС, обрабатываемым материалом и воздухом, а также процессы, связанные с явлениями ползучести.

Исследованием установлено, что вблизи рабочей поверхности дисков с незакаленной режущей частью металл сильно деформирован и наклёпан. На глубину до 3,5 мм от рабочей поверхности наблюдаются тонкие извилистые трещины. Трещины в начальный период возникают на поверхности по внешнему контуру. В дальнейшем они увеличиваются по боковой поверхности диска в радиальном направлении.

Результаты металлографического исследования позволяют сделать вывод, что одной из причин образования трещин на внешнем контуре дисков с незакаленной рабочей частью является сдвиговая деформация, при которой напряжения превышают предел прочности материала диска. В результате больших деформаций сдвига материал диска становится хрупким. В процессе работы пилы происходит увеличение твердости ее материала от центра к периферии. Дальнейшая деформация приводит к разрывам металла и появлению микротрещин, которые обнаружены на деформированной части дисков.

Пластической деформации и образованию трещин на дисках в большой степени способствует и радиальное биение в результате плохой балансировки. При этом максимальная скорость подачи и усилия, действующие на диск, возрастают в несколько раз. Это подтверждается распределением трещин на периферии изношенных дисков и характером износа дисков.

В результате металлографического исследования и осмотра дисков установлено, что образованию трещин на дисках способствует концентрация напряжений в местах расположения дефектов и наклёпа металла в области внешнего контура. Для снижения концентрации напряжений на внешнем контуре необходимо изготавливать диски трения из нормализованной стали и не допускать следов рихтовки и трещин на контуре диска.

Установлено также, что причинами появления трещин в пиле трения могут быть: перекося заготовок, особенно длинных, при подаче на пилу трения; плёны, волосовины, слоистость и другие дефекты в материале пилы; биение пилы трения в результате износа подшипников вала, на котором она установлена; осевые перемещения пилы вследствие отсутствия на

валу упорного подшипника. Наиболее опасно появление трещин в радиальном направлении. Работать пилой трения, у которой длина трещин превышает 10 мм при большом их числе или при близком их расположении друг от друга, категорически запрещается из-за опасности выкрашивания режущей кромки.

Кроме трещин, характерной формой износа является раскатка режущей кромки пилы, принимающей в нормальном сечении форму сегмента.

Металлографические исследования пил, имеющих цвета побежалости, показали, что их рабочая часть нагревалась до температуры выше критической. Высокая температура рабочей части пилы ведёт к ускорению её деформации. Кроме того, перегрев рабочей части ведёт к возникновению на его контуре больших напряжений сжатия, которые приводят к потере устойчивости плоской формы.

У пилы трения круговая режущая кромка вращается со скоростью резания $V_r=10...80$ м/с. Высокая стойкость пилы трения объясняется следующими особенностями процесса резания.

При каждом обороте режущей кромки её точки проходят отрезок ABC, заключенный между углом активного контакта ψ (рис. 1). В пределах этого угла происходит износ режущей кромки. На остальной части угла поворота участки рабочих поверхностей контактируют с охлаждающей средой и не изнашиваются.

Таким образом, при длительной работе пилы трения происходит увеличение радиуса округления круговых режущих кромок пилы до 1...2мм и образование круговой поверхности износа.

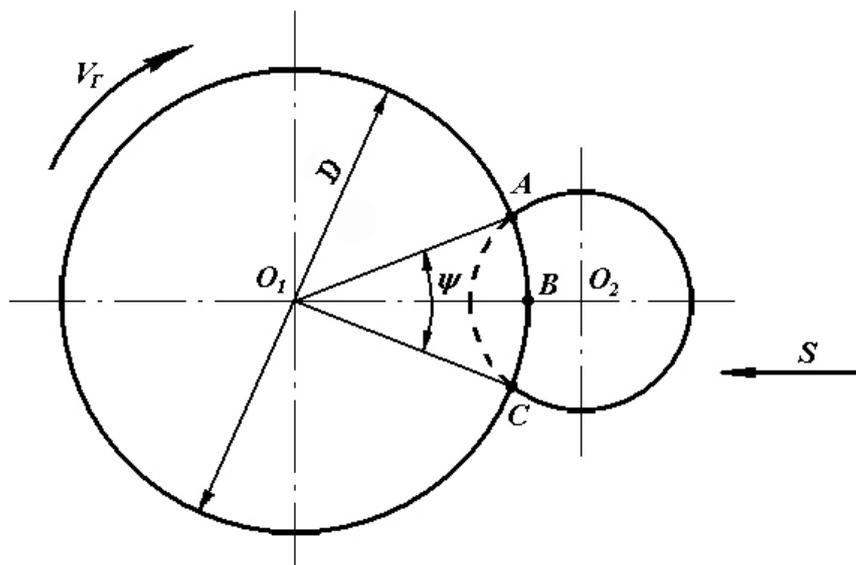


Рисунок 1 – Траектория движения точки режущей кромки пилы трения

Величина износа F передней поверхности пилы за время работы T

$$F = n_r \cdot L_K \cdot \delta \cdot T, \quad (1)$$

где n_r – частота вращения режущей кромки; L_K – длина пути резания точки режущей кромки за один её оборот (отрезок ABC); δ – средняя интенсивность износа на отрезке ABC (рис. 1).

Период стойкости

$$T = \frac{h}{L_K n_r \delta} = \frac{hi}{\delta V_r}, \quad (2)$$

где $i = V_r / (L_K n_r)$ – коэффициент сокращения длины пути резания для точек режущей кромки пилы. При неподвижной режущей кромке $i=1$.

Непрерывное чередование нагрева материала пилы трения при контакте с заготовкой и охлаждения при контакте с охлаждающей средой способствует лучшему теплообмену пилы трения и образованию защитных окисных пленок на её рабочих поверхностях. Эти пленки препятствуют ювенильному контакту между материалами пилы и заготовки, что снижает интенсивность процессов адгезии и диффузии, определяющих интенсивность износа δ . Хотя, с другой стороны, эти пленки, обладая хрупкостью, разрушаются, оголяя нижележащие слои, которые, в свою очередь, подвергаются разрушению, вызывая окислительный износ.

Эти особенности должны учитываться при определении коэффициента сокращения длины пути i -й точки режущей кромки и интенсивности износа δ .

На рис. 2 представлен график зависимости износа пилы трения от скорости резания и подачи заготовок.

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

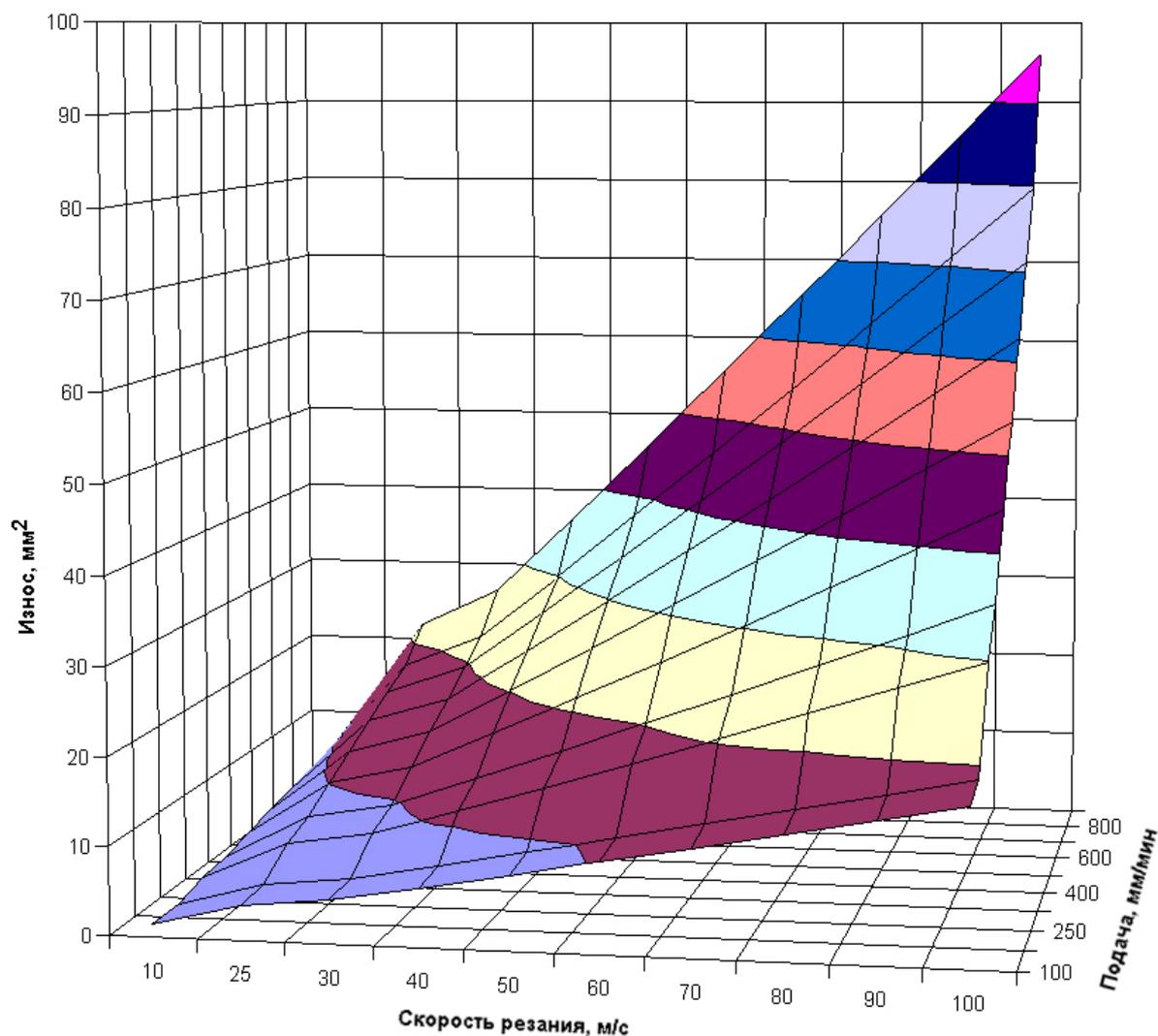


Рисунок 2 – График зависимости износа пилы трения от скорости резания и подачи заготовки

Зависимость износа пилы трения от скорости подачи заготовок 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.

Установлено, что при электрофрикционной обработке пилой трения из стали 65Г в ряде случаев наблюдается схватывание и перенос материала с заготовки на пилу. При визуальном изучении обработанной поверхности стали четко видно наличие многочисленных вырывов. Получение высокого класса шероховатости обработанной поверхности в этом случае затруднительно. Поэтому, хотя стали 50Г и 50 имеют меньшую износостойкость, однако их применение в качестве материала для изготовления дисковых

пил трения позволяет получить более высокий класс шероховатости обработанной поверхности. Для практического использования следует рекомендовать именно эти типы марок сталей.

Выводы

Анализ результатов показал, что основными формами износа пил трения являются: схватывание частиц инструментального материала с частицами обрабатываемого материала; диффузия атомов инструмента в заготовку и атомов заготовки в инструмент; образование и рост микротрещин; химическое взаимодействие поверхности инструмента с СОТС, обрабатываемым материалом и воздухом, а также процессы, связанные с явлениями ползучести. Результаты исследований можно использовать для прогнозирования интенсивности износа дисковых пил трения при фрикционной разрезке металлов.

Литература

- 1 Горбатов Н.И. Пилы трения. -М.: Машгиз, 1950.-80 с.
- 2 Пат. RU № 2054986С1. Способ разделения заготовок / Зарубицкий Е.У., Покин-телица Н.И., Костина Т.П.-Заявл.14.04.94; Оpubл. 27.02.96.-2 с.
- 3 Зарубицкий Е.У., Костина Т.П., Плехотник В.А. Тепловые нагрузки и разгрузки элементов режущего клина при термофрикционной резании // Конструирование и производство транспортных машин.-Харьков: Изд-во ХГУ, 1987.-С. 95-99.

УДК 621.9

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ОТДЕЛЕНИЯ И НАКОПЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ЗАКРЫТЫХ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

The researches of a swaft separation and accumulation at milling closed profile grooves are executed. The conforming mathematical model is designed and its analysis is executed.

Необходимым условием высокопроизводительной и точной обработки заготовок в условиях автоматизированного производства является своевременная эвакуация стружки из зоны резания. Особую актуальность удаление стружки имеет при фрезеровании закрытых профильных пазов (Т-образных, типа "ласточкин хвост"), фигурных лабиринтов и др.

Однако, эффективных технических решений, обеспечивающих ее своевременную эвакуацию в этих случаях, практически не существует. Не установлен также механизм перемещения и накопления стружки в зоне, прилегающей к зоне резания. Поэтому исследования, направленные на изучение этого механизма с целью создания эффективных устройств принудительного удаления стружки, являются актуальными.

Для установления параметров принудительного воздействия, обеспечивающих своевременное удаление стружки из рабочей зоны, рассмотрим процесс ее перемещения непосредственно после отделения (при осуществлении холостого цикла – когда зуб фрезы не снимает металл).

Примем следующие допущения:

- все силы, действующие на элемент стружки, приложены в центре масс (эффектами, связанными с внецентренным приложением сил, можно пренебречь);

- элемент стружки является абсолютно твердым телом (эффектами, связанными с реальной податливостью, можно пренебречь);

- начальная точка перемещения элемента стружки находится у стружечной канавки, а конечная – у режущей кромки;

- изменением значений параметров состояния поверхностного слоя на различных поверхностях элемента стружки можно пренебречь.

Таким образом, элемент стружки рассматривается как однородное абсолютно жесткое материальное тело с постоянными параметрами состояния поверхностного слоя на всех поверхностях, размерами которого для решения поставленных задач можно пренебречь.

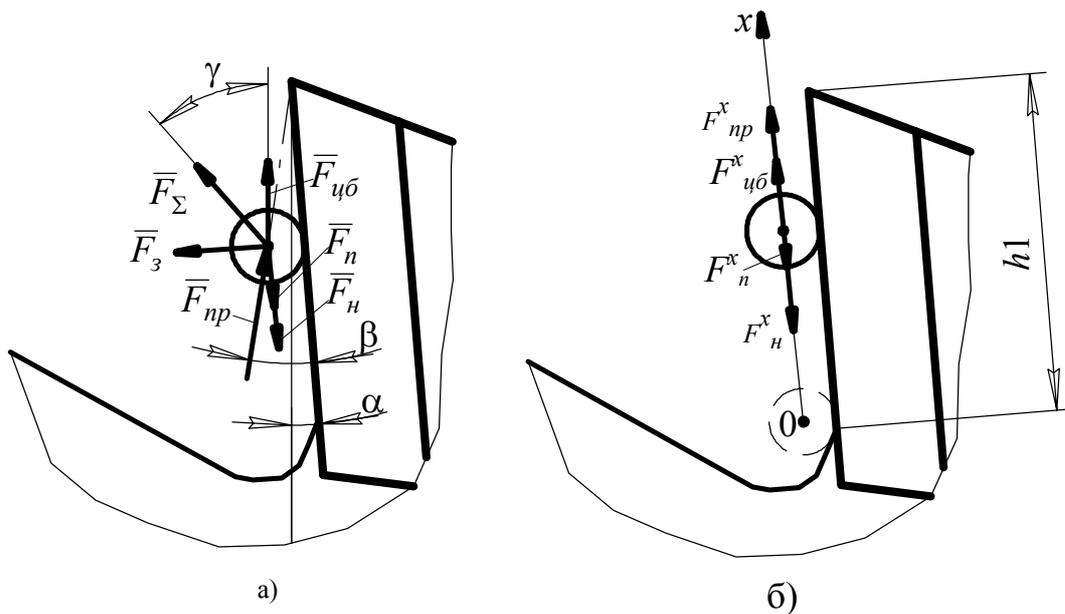


Рисунок 1 – Силы, действующие на элемент стружки:
 а) общая схема приложения сил; б) проекции сил на ось 0x

На элемент стружки, находящийся в пространстве между зубьями фрезы (рис. 1 а), действуют силы: $\bar{F}_{цб}$ - центробежная сила; \bar{F}_3 - сила со стороны зуба фрезы; $\bar{F}_н$ - сила сопротивления перемещению по нижней поверхности; $\bar{F}_н$ - сила сопротивления перемещению по передней поверхности зуба [1]. При наличии принудительного силового воздействия – действует также сила $\bar{F}_{нр}$. Сумма этих сил

$$\bar{F}_\Sigma = \bar{F}_{цб} + \bar{F}_3 + \bar{F}_н + \bar{F}_н + \bar{F}_{нр}. \quad (1)$$

Направление и значение \bar{F}_Σ определяют возможность удаления стружки из пространства между зубьями.

Для проведения анализа перемещения элемента стружки после его отделения применим теорему об изменении количества движения в интегральной форме в проекции на ось 0x, параллельную передней поверхности зуба фрезы (рис. 1 б)

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

где m – масса элемента стружки; v_1, v_2 – скорость элемента стружки соответственно в начальный и конечный момент времени его движения вдоль передней поверхности зуба фрезы; $\sum_{k=1}^n S(F_k)$ - проекция на ось 0x суммы импульсов сил, действующих на элемент стружки.

$$S(F_k) = \int_0^t F_\Sigma^x \cdot dt.$$

В начальный момент времени элемент стружки неподвижен, $v_1 = 0$.
После подстановки и интегрирования (2) принимает вид

$$mv_2 = F_{\Sigma}^x \cdot t.$$

Представляя $v_2 = dx/dt$

$$m \cdot dx/dt = F_{\Sigma}^x \cdot t$$

и разделяя переменные

$$m \cdot dx = F_{\Sigma}^x \cdot t \cdot dt,$$

получаем

$$\int_0^{h1} m \cdot dx = \int_0^t F_{\Sigma}^x \cdot t \cdot dt,$$

где $h1$ – длина передней поверхности зуба.

Далее, после интегрирования

$$m \cdot h1 = F_{\Sigma}^x \cdot t^2 / 2 + C_1. \quad (3)$$

Постоянная интегрирования C_1 определяется подстановкой начальных условий в (3). Так как в начальный момент $t = 0 \rightarrow h1 = 0$, то $C_1 = 0$, а выражение (3) принимает вид

$$m \cdot h1 = F_{\Sigma}^x \cdot t^2 / 2.$$

Отсюда

$$t = \sqrt{2 \cdot m \cdot h1 / F_{\Sigma}^x}. \quad (4)$$

Угол φ поворота фрезы, соответствующий перемещению элемента стружки вдоль передней поверхности зуба на расстояние $h1$

$$\varphi = 2\pi \cdot t \cdot n,$$

где n – частота вращения фрезы.

С учетом (4)

$$\varphi = 2\pi \cdot n \cdot \sqrt{2 \cdot m \cdot h1 / F_{\Sigma}^x}.$$

Положение элемента стружки в момент его выхода из пространства между зубьями, в системе координат XOY (рис. 2) определяется углом

$$\varepsilon = \varphi + \gamma + \alpha,$$

где γ – угол наклона вектора силы \bar{F}_{Σ} к оси Ox [1].

Тогда

$$\varepsilon = 2\pi \cdot n \cdot \sqrt{2 \cdot m \cdot h1 / F_{\Sigma}^x} + \gamma + \alpha. \quad (5)$$

Сумма проекций сил (1) на ось Ox (рис. 1 б)

$$F_{\Sigma}^x = F_{цб}^x - F_n^x - F_n^x + F_{np}^x.$$

Согласно [1]

$$F_{\Sigma}^x = \frac{mv^2}{r} (\cos \alpha - \sin \alpha \cdot f_n) - mgf_n (1 + f_n) + F_{np} (\cos \beta - \sin \beta \cdot f_n),$$

где β – угол наклона вектора силы F_{np} к передней поверхности зуба фрезы;

f_n – коэффициент сопротивления перемещению по передней поверхности зуба фрезы;

m – масса элемента стружки;

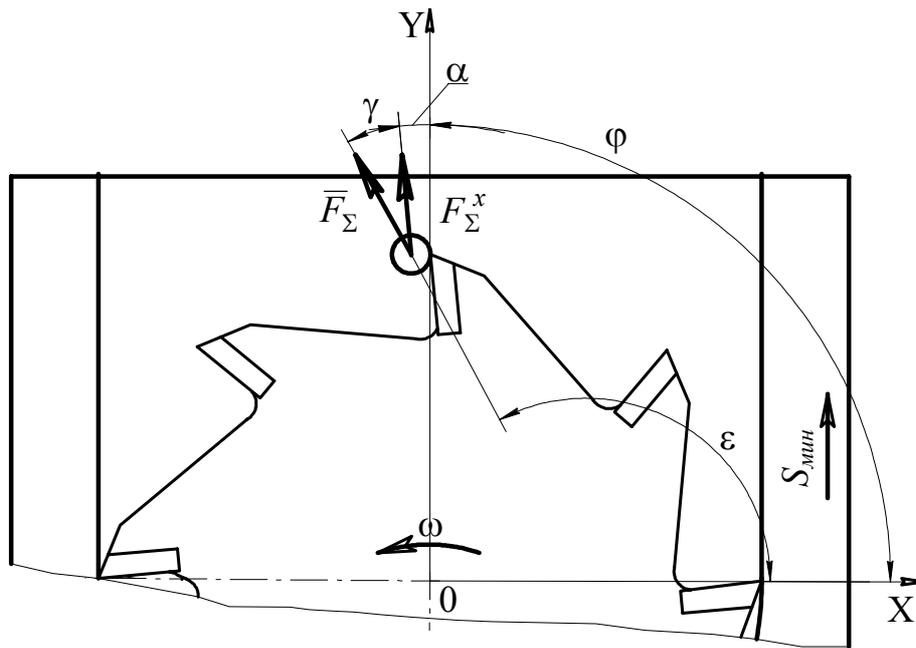


Рисунок 2 – Расчетная схема для анализа перемещения элемента стружки после его отделения

v – линейная скорость перемещения элемента стружки во вращательном движении;

r – расстояние от оси вращения фрезы до центра масс элемента стружки;

α – передний угол;

g – ускорение свободного падения;

f_n – коэффициент сопротивления перемещению по нижней поверхности паза.

Масса элемента стружки, отделяемого за оборот зубом фрезы

$$m = \rho_c \cdot V_c, \quad (6)$$

где ρ_c – плотность элемента стружки (плотность обрабатываемого материала);

V_c – объем элемента стружки.

$$V_c = 2 \cdot S \cdot l_1,$$

где S – площадь сечения, снимаемого зубом фрезы за 1 оборот при повороте его на угол ψ (рис. 3);

l_1 – длина рабочей части фрезы.

$$S = \frac{1}{2} \cdot d \cdot \int_0^{\psi_{об}} a_z \cdot d\psi,$$

где d – диаметр фрезы;

a_z – мгновенное значение толщины среза [2];

ψ – текущее значение угла поворота фрезы;

$\psi_{об}$ - угол обхвата (определяется шириной предварительной обработки паза a).

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

где S_z – подача на зуб.

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

где t – глубина фрезерования.

$$t = (d - a) / 2. \quad (7)$$

С учетом (7)

$$\psi_{об} = \arccos \frac{a}{d}.$$

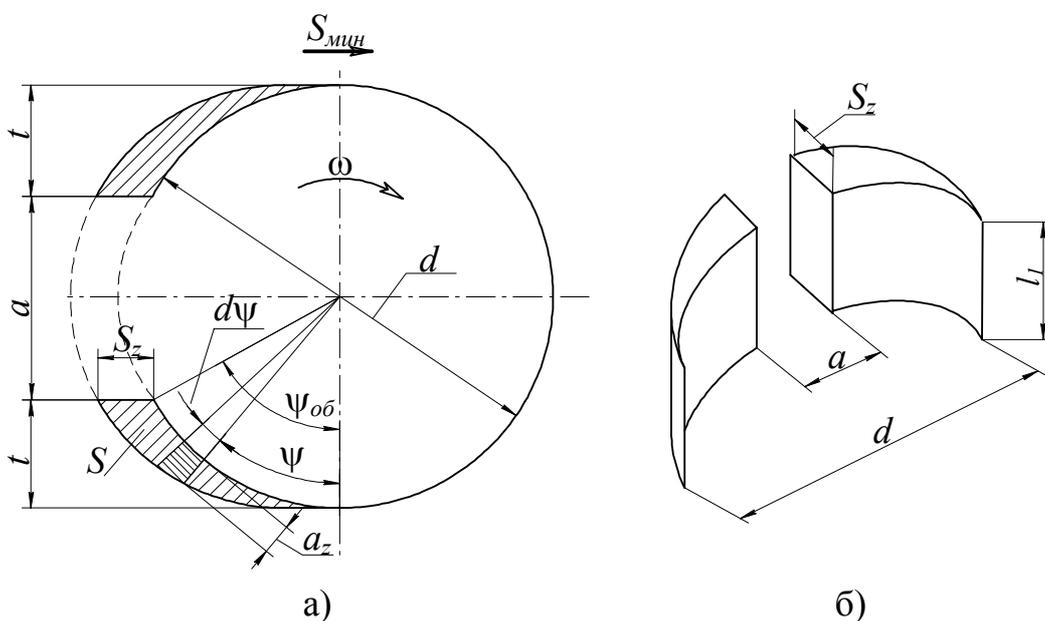


Рисунок 3 – Схема для определения массы отделяемой стружки:
а) площадь среза; б) объем снимаемого металла

После преобразований, интегрирования и ряда подстановок (6) приобретает вид

$$m = \rho_c \cdot S_z (d - a) \cdot l_1.$$

Тогда (5)

$$\varepsilon = \left[2\pi n \sqrt{\frac{2 \cdot \rho_c \cdot S_z (d - a) \cdot l_1 \cdot h_1}{\frac{mv^2}{r} (\cos \alpha - \sin \alpha \cdot f_n) - mgf_n (1 + f_n) + F_{np} (\cos \beta - \sin \beta \cdot f_n)}} \right] + \gamma + \alpha.$$

На рис. 4 представлены графики изменения F_{Σ}^x и ε как функция F_{np} при варьировании параметров режущего инструмента и режимов резания в диапазоне, рекомендованном ГОСТ 7063 – 72 (СТ СЭВ 115 – 79, СТ СЭВ 4632 – 84) и ГОСТ 10673 – 75 [3, 4] для обработки Т-образных пазов.

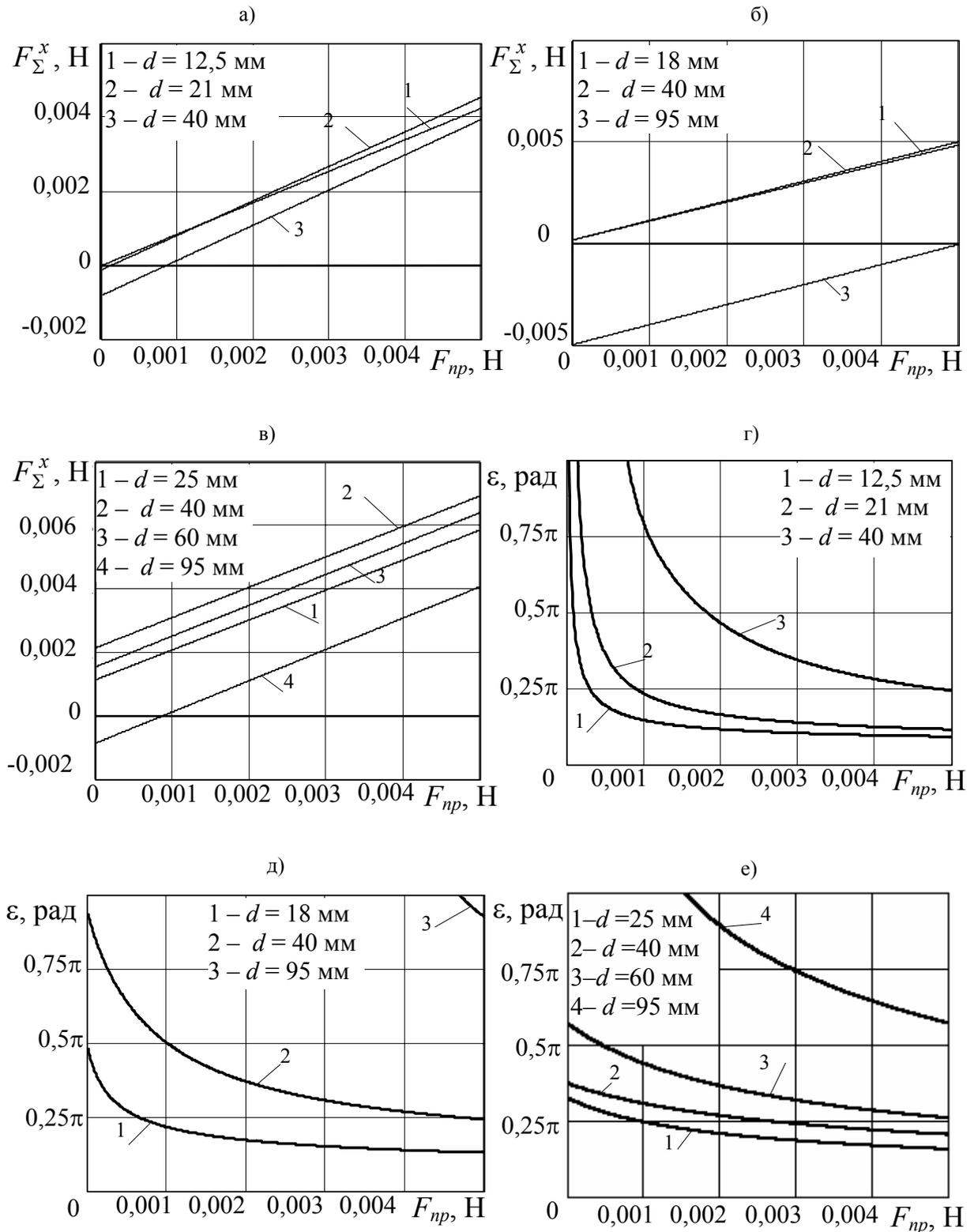


Рисунок 4 – Графики изменения \bar{F}_{Σ} и ε как функций F_{np} :

а), г) для цельной фрезы из быстрорежущей стали при обработке чугуна ($v = 15 \dots 20$ м/мин; $S_z = 0,03 \dots 0,08$ мм/зуб); б), д) для цельной фрезы из быстрорежущей стали при обработке стали ($v = 25$ м/мин; $S_z = 0,05 \dots 0,12$ мм/зуб); в), е) для фрезы с напаянными твердосплавными пластинами ($v = 40 \dots 55$ м/мин; $S_z = 0,03 \dots 0,06$ мм/зуб)

Отрицательное или близкое к нулевому значение F_{Σ}^x при отсутствии принудительного воздействия на элемент стружки ($F_{np} = 0$, рис. 4 а, б, в) указывает на отсутствие возможности его самоудаления из пространства между зубьями фрезы. В этих случаях $\varepsilon > \pi$ (рис. 4 г, е).

Выводы

1 Разработаны методика и зависимости, позволяющие выполнить анализ перемещения стружки после ее отделения.

2 В исследованном диапазоне параметров и режимов примерно в 50% случаев отсутствует возможность самоудаления (без дополнительного принудительного воздействия) стружки из пространства между зубьями фрезы. Это определяет высокую вероятность проявления при этом негативных последствий – в первую очередь снижение качества и производительности обработки.

3 Для гарантированного удаления стружки из пространства между зубьями фрезы в течение цикла обработки необходимо осуществление дополнительного принудительного воздействия.

Литература

1 Нечепаяев В. Г., Гнитько А. Н. Разработка и моделирование системы удаления стружки при фрезеровании закрытых пазов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. Вып. 27. - С.158 – 165.

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 10673 – 75 Фрезы с напаянными твердосплавными пластинами для обработки Т-образных пазов. Технические условия. – М.: Изд. стандартов, 1985.

УДК 621.9

Кинденко Н. И.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ СВЕРЛ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ УПРОЧНЕННЫХ МЕТОДОМ ОИМП С ПОСЛЕДУЮЩИМ НАНЕСЕНИЕМ ТВЕРДЫХ СМАЗОК

This research work is devoted to the influence of duties' parameters of magnetic processing for the instrumental durability. The effectiveness of magnetic operated instrument in combination with the antifriction overcoat under cutting of different constructional materials is shown here.

Введение

Эффективность способа магнитной обработки зависит от целого ряда факторов, относящихся как к условиям воздействия на инструмент магнитным полем (характер магнитного поля, его напряженность и время выдержки инструмента в индукторе), так и к условиям, в которых этот инструмент эксплуатируется (режимы резания, магнитное состояние инструмента и др.) [1].

Работоспособность инструмента из быстрорежущих сталей при достаточно высоких скоростях резания определяется способностью быстрорежущей стали сопротивляться необратимым, динамически протекающим рекристаллизационным процессам вблизи задней поверхности [2].

В данной работе исследовано влияние параметров режимов магнитной обработки на стойкость инструмента, а так же показана эффективность магнитообработанного инструмента в сочетании с антифрикционными покрытиями при резании различных конструкционных материалов.

Экспериментальная часть исследования

Исследования проводились на сверлах из быстрорежущей стали Р6М5 при обработке отверстий в нержавеющей стали Х18Н9Т. Для экспериментов отбирали сверла одинаковой твердости, которые разделяли на партии: одна из них составила контрольную группу, на другой партии сверл была осуществлена обработка в импульсном магнитном поле при оптимальном соотношении параметров процесса ОИМП.

Обобщенные кривые зависимости $h_3=f(T)$ для трех скоростей резания показаны на рис. 1.

Получены данные свидетельствуют о том, что сверла, обработанные в импульсном магнитном поле и применение твердых смазок замедляет

развитие очагов износа передней и задней поверхностей инструмента. Отмечено практически полное отсутствие проточин и усов износа у краев контактных площадок инструмента, где наиболее сильно реализуется химико-окислительные виды износа. Отсутствие дополнительных очагов износа у краев контактных площадок сверла положительно влияет на стойкость сверла, так как при этом устраняются источники интенсивного трения и тепловыделения.

Анализ зависимостей $h_3=f(T)$ для сверл из быстрорежущей стали Р6М5 показывает, что с увеличением скорости резания стойкость инструмента обработанного ОИМП становится заметно больше по сравнению со стойкостью сверл при обычном сверлении.

Одновременное рассмотрение соотношения времени работы сверл обработанных ОИМП и примененных твердых смазок до разрушения к периоду стойкости сверл показало, что непосредственной причиной роста эффективности инструмента из быстрорежущей стали с ОИМП на больших скоростях резания является резкое увеличение этого соотношения по мере роста скорости резания.

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

Первопричиной улучшения эксплуатационных характеристик сверл, подвергнутых магнитной обработке, является изменение свойств инструментального материала. Оно происходит за счет магнитострикционного упрочнения быстрорежущей стали, что выражается в повышении ее теплостойкости [3].

Известно, что процесс рекристаллизации в быстрорежущей стали является главной причиной разрушения инструмента на стадии катастрофического износа при резании.

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

T_m – стойкость инструмента после обработки в импульсном магнитном поле;

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

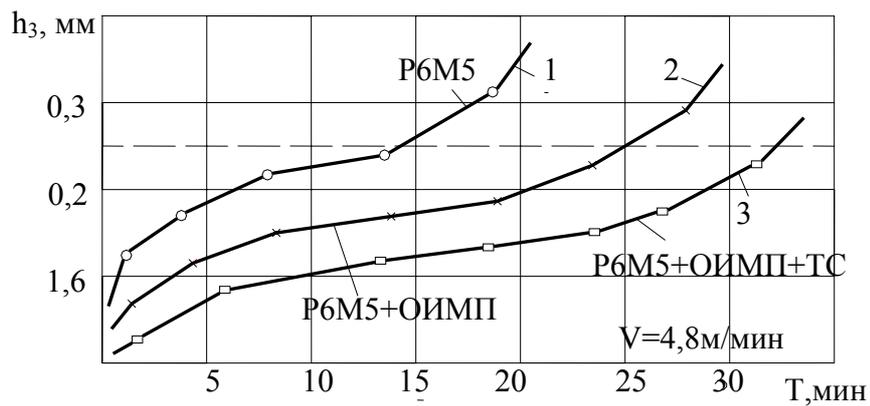
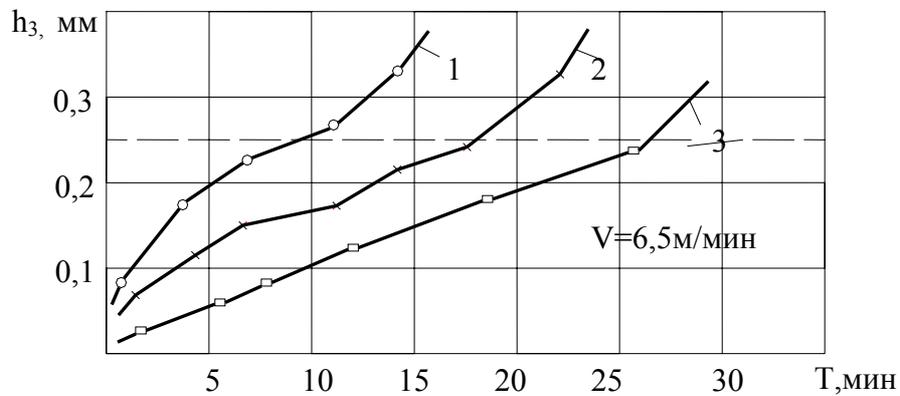
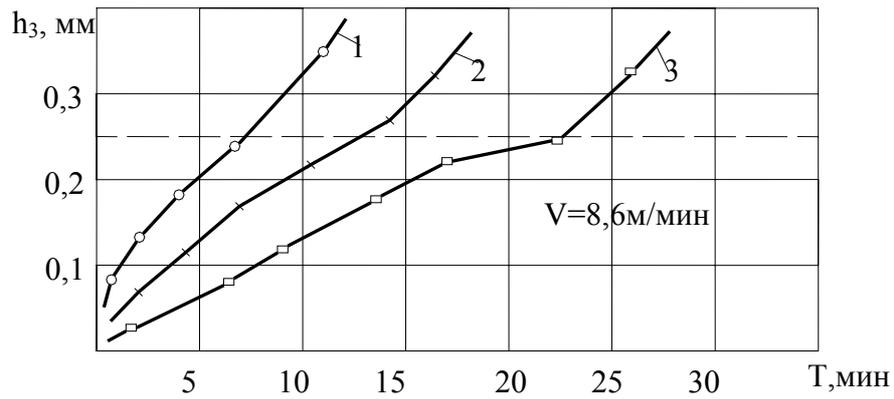


Рисунок 1 – Зависимость износа задней поверхности сверл P6M5 от времени работы при $S=0.14$ мм/об

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

Зависимость коэффициента повышения стойкости от напряженности магнитного поля (рис.2) строилась на основании закономерностей износа по задней грани от времени работы инструмента в исходном состоянии и после его магнитной обработки. Напряженность поля при этом менялась в диапазоне $0,4 \cdot 10^5 \div 1,8 \cdot 10^5$ А/м. Время выдержки инструмента в индукторе было 1 мин.

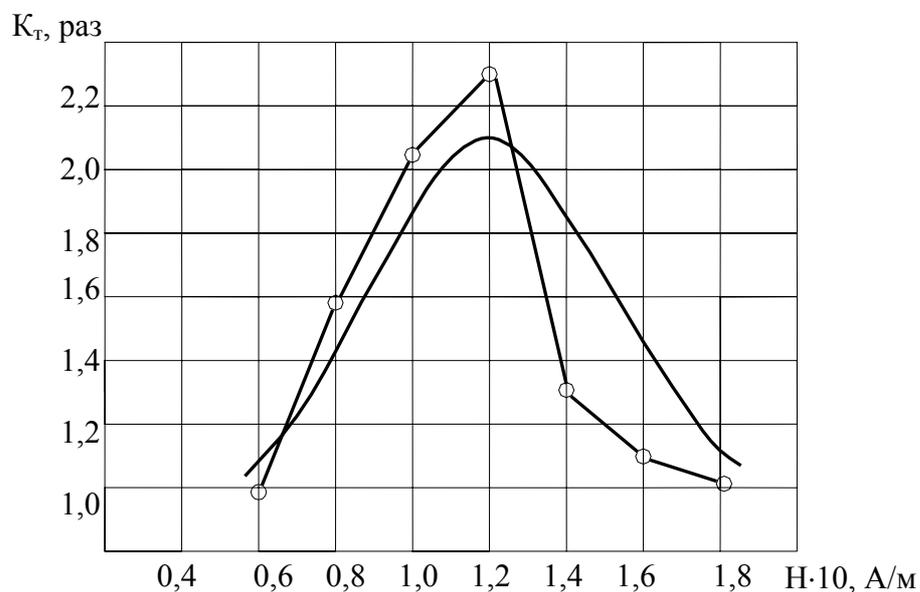


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента повышения стойкости быстрорежущих сверл

Сталь 12×18Н10Т. Сверло Р6М5, φ 6,2 мм.

Геометрия: $\alpha = 9^0$; $\alpha_1 = 18^0$; $2\varphi = 125^0$; $\psi = 55^0$;

Режим резания: $V = 7,8$ м/мин; $S = 0,14$ мм/об.

Характер поля - импульсное

Из рис. 2 следует, что воздействие магнитного поля напряженностью около $0,5 \cdot 10^5$ А/м не привело к повышению стойкости сверла. Затем коэффициент повышения стойкости начал расти пропорционально значению напряжения магнитного поля и достиг максимума при

$H \approx 1,2 \cdot 10^5$ А/м Дальнейшее увеличение значений H привело к снижению K_T и при напряженности поля $H = 1,75 \cdot 10^5$ $K_T = 1,0$, т.е. эффект повышения стойкости равен нулю.

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

Выводы

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

2 В результате воздействия импульсного магнитного поля происходит изменение физико-механических свойств быстрорежущих сталей;

3 Установлен вполне определенный диапазон значений напряженности магнитного поля, обработка в котором заметно улучшает эксплуатационные свойства режущего инструмента из быстрорежущей стали.

Литература

1. Постников С.Н. Электрические явления при трении и резании.-Горький: Волго-Вят.кн.изд-во, 1975. – 280 с.
2. Постников С.Н., Бородкин Ю.А. Магнитная обработка режущего инструмента с целью повышения его стойкости // Высокопроизводительное оборудование с ЧПУ для размерной обработки. – М.: ВИМИ, 1978. – с. 95 – 105.
3. Малыгин Б.В. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин . – М.: Машиностроение, 1989. – 112 с.

УДК 621.785.5

Заблоцкий В.К., Белкин М.Я., Шимко А.И.
ДГМА, Краматорск, Украина

ФОРМИРОВАНИЕ АЛИТИРОВАННОГО СЛОЯ ДЛЯ ЗАЩИТЫ ОТ ОКИСЛЕНИЯ НАПЛАВЛЕННОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ

Process of an alitizing with the purpose of increase of refractoriness of the instrument from rapid tool steels is investigated. The possibility of a guard from an oxydation of an edge cutting tool at heating for hardening is shown.

Введение

При производстве крупных наплавленных режущих инструментов, состоящих из быстрорежущих (рабочая часть) и углеродистых (корпус) сталей, возникает необходимость в защите от окисления и обезуглероживания в процессе нагрева под закалку. Поскольку температуры нагрева высокие (1260 – 1300°C), алитированный слой должен быть не менее 1мм.

По литературным данным толщина алитированного слоя на железоуглеродистых сплавах редко превышает 0,5 мм при алитировании в порошковых смесях. Это обусловлено быстрой потерей активности порошковых смесей. Даже после выдержки в течение 15 часов при 1000°C толщина слоя составляет 0,51 мм на стали 10 [1]. Более толстые слои до 1мм удается получить методом металлизации поверхности с последующим диффузионным отжигом [2]. Однако процесс металлизации является достаточно сложным при исполнении, требует специального оборудования. Вместе с тем именно потребность в алитированных слоях толщиной более 1мм предопределяет целесообразность использования алитирования.

По литературным данным [3] алитированный слой при эксплуатации рассасывается, что снижает содержание Al на поверхности и ведет к потере окалиностойкости. Естественно предположить, что чем толще слой, тем изделие будет более окалиностойким.

Авторы работы [4] указывают, что при алитировании жаропрочных материалов максимальная жаростойкость слоя достигается при наличии в нем оптимального содержания алюминия, которое зависит от температуры насыщения и степени легирования сплава. Для сплава ЖСК оптимальное содержание Al при температуре алитирования 900...1000°C составляет 30%. Это означает, что образование на поверхности жаропрочных сплавов α_2 – фазы (FeAl с 32,57% Al) достаточно для обеспечения высокой жаростойкости алитированного слоя, поскольку он трудно рассасывается в при-

сутствии легирующих элементов. На поверхности изделий из углеродистых сталей нужно образовывать покрытия с большим содержанием алюминия типа $FeAl_2$ (49,13% Al), Fe_2Al_5 (54,7% Al), $FeAl_3$ (59,17% Al).

По данным работы [5] после алитирования армко-железа и стали 45 при $1100^{\circ}C$ в течение 8 часов поверхностная концентрация алюминия равна 57...58%, рентгеноструктурным анализом на поверхности слоя обнаружен алюминид $FeAl_3$, микротвердость по толщине алитированного слоя плавно изменяется по направлению к середине от $H_{50}=7350$ до $H_{50}=1900$ МПа, жаростойкость алитированной стали 45 при $1100^{\circ}C$ и продолжительности испытания 26 часов повышается в 140 раз по сравнению с исходным состоянием.

Однако в работах [1-4] недостаточно данных для разработки надежных процессов алитирования быстрорежущих и углеродистых сталей для повышения их окалиностойкости.

Цель работы – исследование закономерностей формирования слоев на поверхности углеродистых сталей и чугунов.

Результаты экспериментальных исследований

Для достижения поставленной цели алитирование проводили в смеси порошков: 49% Al + 49% Al_2O_3 + 2% NH_4Cl . Температурно-временные режимы алитирования выбирались с учетом режимов отжига наплавного инструмента из быстрорежущих сталей. Для надежности результатов исследования проверялись также на чугунах.

Исследовали микротвердость алитированного слоя по глубине образца из стали Ст3 толщиной 3 мм в зависимости от кратности алитирования при $950^{\circ}C$, 5,5 часа. Каждый раз использовалась свежая смесь, при этом также исследовалось увеличение первоначальной толщины образца и уменьшение ширины неалитированной части внутри образца. Результаты исследований приведены в таблице.

Таблица 1 – Влияние кратности алитирования при $950^{\circ}C$ 5,5 часа в смеси, состоящей из 49% Al + 49% Al_2O_3 + 2% NH_4Cl , на качество образцов из стали Ст3сп

Кратность алитирования	Толщина образца после алитирования, мм	Ширина неалитированной сердцевины, мм	Толщина слоя, мм		
			$H_{100}=7920$ МПа	Переходная зона	Общая
Один раз	3,7	2,5	0,53	0,02	0,55
Два раза	4,7	3,0	0,7	0,1	0,8
Три раза	5,0	2,2	1,6	0,2	1,8

Как показали исследования, алитированный слой состоит из двух зон: у поверхности располагается зона с высокой микротвердостью

$H_{100}=7720\dots7920$ МПа, затем переходная зона с микротвердостью $H_{100}=7920$ МПа до микротвердости сердцевины $H_{100}=1000$ МПа. Данные таблицы показывают, что с увеличением кратности алитирования увеличивается общая глубина слоя и ее составляющие: поверхностная зона повышенной твердости $H_{100}=7920$ МПа и переходная зона, твердость которой плавно снижается до значений твердости сердцевины образца $H_{100}=1000$ МПа.

С учетом первоначальной толщины образца 3 мм, можно сделать вывод, что алитированный слой с твердостью $H_{100}=7920$ МПа состоит из двух частей: одна часть распространяется по глубине образца, а вторая располагается над поверхностью образца.

При алитировании чугуна СЧ30 при 950°C , 5,5 ч наблюдается аналогичная закономерность в изменении структуры поверхностных слоев. На поверхности чугуна после однократного алитирования наблюдается белый слой с микротвердостью $H_{100}=7700$ МПа глубиной 0,65 мм, затем переходная зона слой с микротвердостью $H_{100}=5450$ МПа шириной 0,05 мм и основной металл с микротвердостью $H_{100}=2540$ МПа. Графит в структуре наблюдается в больших количествах лишь в зоне основного металла. В зоне алитированного металла наблюдаются отдельные мелкие включения графита.

После двукратного алитирования в зоне с микротвердостью $H_{100}=7700$ МПа (0,7 мм) наблюдается достаточно большое количество мелких параллельных между собой графитовых включений с определенной ориентацией. Ширина переходной зоны составляет 0,1 мм. Кроме того, в зоне алитированного слоя наблюдается пористость.

После трехкратного алитирования наблюдается глубина светлого слоя с более крупными графитовыми включениями и пористостью. Переходная зона по ширине составляет 0,08 мм. Ее твердость плавно снижается от $H_{100}=7700$ МПа до $H_{100}=4130$ МПа.

Особенностью строения алитированного слоя для чугунов является то, что после двукратного и более алитирования в структуре поверхности появляются в большом количестве мелкие включения графита и пористость.

В переходной зоне во всех случаях алитирования графитовых включений практически не наблюдалось.

Результаты исследований позволяют уточнить механизм образования алитированного слоя и предложить следующую концепцию.

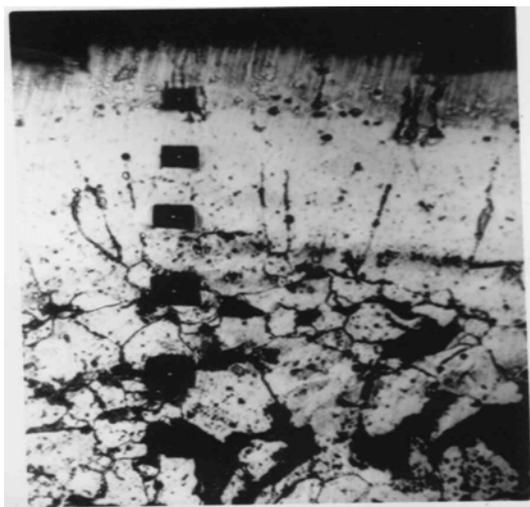
После адсорбции на поверхность стального изделия частицы атомарного алюминия первоначально образуют твердый раствор Al в Fe. При этом имеет место диффузия алюминия во внутрь изделия и самодиффузия железа, а алитированный слой распространяется как во внутрь изделия в

результате диффузии алюминия, так и нарастает на поверхности в результате самодиффузии железа.

Если каким-либо образом уменьшить диффузию алюминия и самодиффузию железа, то слой будет резко уменьшен в размерах и качественно будет отличаться от обычного алитированного слоя. Это подтверждается экспериментально. Сталь 10, предварительно борированная (1000°C , 4 ч) и имеющая глубину сплошного борированного слоя $h=0,25$ мм, после последующего алитирования (950°C , 15 ч) имеет на поверхности алитированный слой глубиной 0,7 мм с $H_{100}=7100$ МПа, глубже борированный слой 0,15 мм с $H_{100}=12200$ МПа. За борированным слоем просматривается переходная зона с $H_{100}=6800$ МПа.

Поверхность образцов гладкая, то есть подобная той, которую мы получаем после обычного борирования. При тех же условиях алитирования (950°C , 15 ч) образец из стали 10 имеет сквозной алитированный слой с микротвердостью по сечению $H_{100}=7000\dots 8000$ МПа.

Если после борирования образуется не сплошной слой, что наблюдается для слоев глубиной до 0,1 мм, то при последующем алитировании через несплошности внутри борированного слоя создаются благоприятные условия для диффузии алюминия во внутрь и самодиффузии железа на поверхность, что приводит к образованию многослойного покрытия. Наружный слой – алитированный слой с микротвердостью $H_{100}=7400\dots 7700$ МПа глубиной 1 мм, затем борированный слой с $H_{100}=12000\dots 12800$ МПа глубиной 0,1 мм, глубже этого слоя располагается также алитированный слой с $H_{100}=7800\dots 8000$ МПа глубиной 0,3 мм, затем наблюдается переходная зона, внутри которой микротвердость плавно изменяется от $H_{100}=8000$ МПа до $H_{100}=1200$ МПа, $h=0,1$ мм.



а



б

Рисунок 1 – Микроструктура алитированного слоя стали 10 до нагрева (а) и после нагрева пропусканием электрического тока (б), $\times 100$

Отсюда следует, что в порошковых смесях, содержащих одновременно компоненты для насыщения как алюминием, так и бором, мы будем иметь одновременно два процесса: борирование и алитирование. Борирование ведет к образованию боридов, а алитирование – алюминидов. Количество тех и других зависит от состава смеси, а распределение их – от равномерности перемешивания смеси.

Интересные результаты получаются если после алитирования проволоки диаметром 2мм, последующий нагрев произвести пропуском электрического тока.

В этом случае, до пропускания тока (рис. 1а), поверхностный алитированный слой имеет микротвердость в пределах $H_{100}3500-3190\text{МПа}$, а после пропускания тока (рис. 1б) его твердость снижается до $H_{100}1430-1540\text{МПа}$ и становится ниже микротвердости основного металла ($H_{100}1610...1750\text{МПа}$).

Выводы

В результате проведенных исследований установлены особенности формирования алитированного слоя при однократном и многократном алитировании. Показано, что в процессе алитирования слой формируется за счет двух факторов: диффузии алюминия вовнутрь стальных изделий и самодиффузии железа к поверхности изделий. Это способствует увеличению общей глубины слоя за счет диффузии алюминия от поверхности металла и нарастанию слоя на поверхности за счет самодиффузии железа.

При пропускании электрического тока через алитированный металл происходит рассасывание слоя, что приводит к снижению его микротвердости, однако жаростойкость слоя при этом сохраняется высокой.

Полученные данные указывают на возможность широкого применения алитирования для повышения жаростойкости наплавленного инструмента из быстрорежущих и углеродистых сталей, а также изделий из чугунов.

Литература

- 1 Просвирин В.Н., Зудин И.Ф. Повышение жаропрочности железоуглеродистых сплавов алитированием. – М.-Л.: Машгиз, 1994, 64 с., ил.
- 2 Химико-термическая обработка металлов и сплавов. Справочник. = М.: Металлургия, 1981, 424 с., ил.
- 3 Городнов П.Т. Повышение жаростойкости стальных изделий методом алитирования. – М.: Машгиз, 1962, 110 с, ил.
- 4 Защитные покрытия на металлах. Вып. 8. – Киев, Наукова думка, 1974.
- 5 Левченко Г.М. и др. Особенности алитирования сталей. – МиТОМ, 1972, №2, с.63, 64.

РАЗДЕЛ 3

Качество и диагностика технологического оборудования

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Гаков С.А.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ДЕМПФИРОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ В ПРИВОДАХ ПОДАЧ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ, С ПРИМЕНЕНИЕМ СЛЕДЯЩЕГО ПРИВОДА НА ОСНОВЕ ЛИНЕЙНОГО ДВИГАТЕЛЯ С ГИДРОУСИЛИТЕЛЕМ

In the paper the new scheme of a vibration damping in drives of feedings of heavy rigs is described. The scheme builds by application of the servo drive on the basis of a linear drive.

Введение

В последние годы в области точной обработки крупногабаритных деталей наблюдается тенденция повышения точности и жесткости станков и инструмента.

В процессе резания обрабатываемая деталь и режущая кромка инструмента совершают упругие колебания. Поэтому для достижения высокой точности обработки необходимо не только проводить статический анализ взаимного расположения обрабатываемой детали и инструмента, но и в определенной степени анализировать динамическую колебательную систему станок–инструмент–обрабатываемая деталь (СИД).

Известно, что если в колебательной системе СИД создать силы резания с высокой частотой регулярных синусоидальных колебаний, то в принципе можно добиться такого состояния, при котором положение инструмента относительно обрабатываемой детали будет всегда неизменным [1, 2]. Это позволит повысить точность обработки и улучшить качество обработанной поверхности. Наложение на резец высокочастотных колебаний снижает силы трения, в особенности их переменность, которая разрешает избежать перемещения суппорта, повысить точность позиционирования [3]. Недостатком решений [1, 2, 3] есть использования высокочастотных генераторов с частотой 15-35 кГц и мощностью до 2 кВт, а также проблематичность применения их для тяжелых станков.

В литературе приводятся описания конструкций устройств для демпфирования колебаний, выполненные на основе различного рода электромагнитных вибраторах. Так, например устройство для токарной обработки нежестких деталей [4], устройство состоит из суппорту, на который устанавливается резцедержатель, с возможностью перемещения на направляющих базового корпуса и связанного с ним вибратором, представляющего собою пассивный демпфер. Однако существенны недостатки такой конструкции – невозможность применения ее в тяжелых токарных станках (из-за больших подвижных масс) и не управления параметрами системы.

На кафедре "Металлорежущих станков и инструментов" была разработана принципиально новая схема демпфирования колебаний в приводах подач тяжелых станков, с применением следящего привода на основе линейного двигателя с гидроусилителем.

Основная часть

Для использования в следящем приводе были исследованы конструкции различных линейные двигатели постоянного тока, как более перспективные из-за легкости регулирования скорости и усилия, высокого быстродействия и точности позиционирования.

Недостатком существующих конструкций линейных двигателей является малое усилие, развиваемое ими и низкий КПД, вследствие того, что магнитный поток от обмотки возбуждения ослабевает при прохождении через кольцевую полость корпуса, в котором расположен якорь, изготовленный из немагнитных материалов, а также вследствие нерациональной направленности магнитного потока. Поэтому на кафедре «Металлорежущие станки и системы» ДГМА был спроектирован линейный двигатель постоянного тока с необходимым быстродействием и тяговым усилием.

В разработанной новой конструкции двигателя [5] устранены эти недостатки. Это достигнуто за счет того, что двигатель снабжается вставками, одни из которых выполнены из немагнитного материала и расположены внутри корпуса напротив кольцевых магнитов (корпус выполнен из ферромагнитного материала), а другие вставки установлены в якоре между магнитами и выполнены из ферромагнитного материала, причем катушки установлены в вырезах этих вставок, а гильза выполнена из немагнитного материала (рисунок 1).

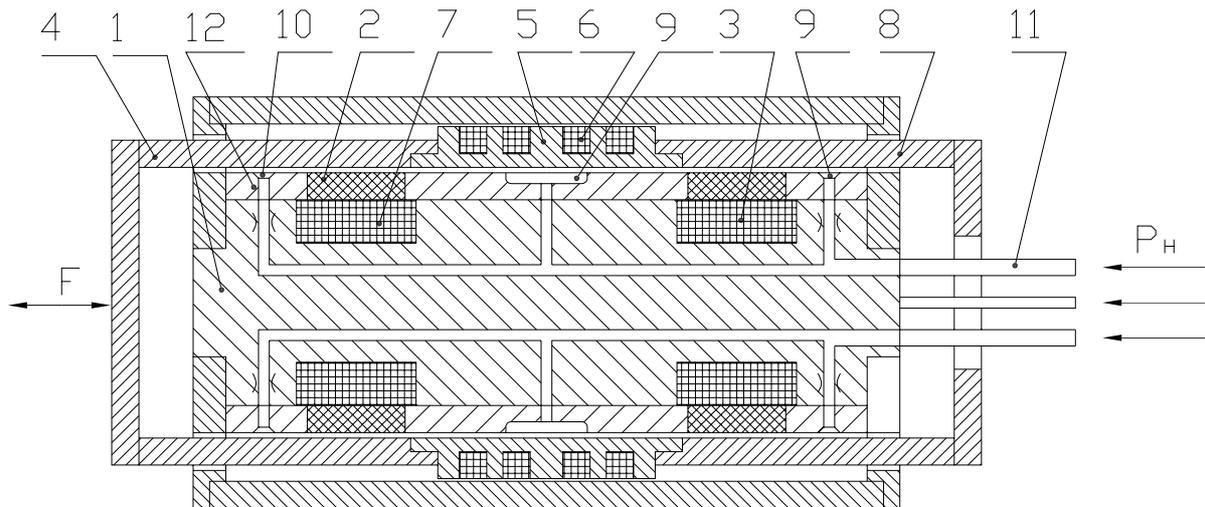


Рисунок 1 – Линейный электродвигатель

Благодаря ферромагнитной вставке якоря 5 немагнитный зазор, через который проходит магнитный поток, уменьшается от ширины кольцевой полости в корпусе, в которой расположен якорь 4, до величины зазора между ферромагнитной вставкой и внутренней частью корпуса 1. А так как немагнитный зазор является магнитным сопротивлением прохождению магнитного потока, то уменьшение этого сопротивления вызовет усиление магнитного потока. Благодаря этому значительно возрастет индукция магнитного поля, действующего на якорь. При увеличении индукции, возрастет и сила, которая будет действовать на катушки 6 якоря, установленные в вырезах ферромагнитной вставки, а значит и на якорь, следовательно возрастет усилие, развиваемое двигателем. Величина тягового усилия развиваемого двигателем определяется законом Ампера:

$$F = J_{\text{я}} \cdot l \cdot B \cdot \cos \alpha$$

где $J_{\text{я}}$ – сила тока якоря, A ;

l – длина проводника, m ;

B – индукция магнитного поля, $Tл$;

α – угол между l и B .

Благодаря немагнитной вставке 7 в корпусе, магнитный поток приобретает рациональную направленность. Он замыкается через внутреннюю часть корпуса, ферромагнитную вставку якоря 5, внешнюю часть корпуса, крышку корпуса 8.

Для обеспечения самоцентрирования якоря, постоянства зазора между якорем и внутренней частью корпуса, для предотвращения контакта между ними, та часть корпуса, которая находится внутри якоря, выполнена

в виде гидростатической направляющей. Карманы 9 и 10 расположены по окружности в четырех перпендикулярных направлениях. Карманы, лежащие в одном направлении, соединены трубопроводом 11 или каналом магнитопоточного насоса, причем перед карманами 10 установлены дроссели 12, для компенсации перекосов гильзы относительно корпуса.

При радиальном смещении или перекосе якоря в карманах гидростатической направляющей, расположенных в противоположенных направлениях, изменяется давление рабочей жидкости, так как радиальный зазор у них будет неодинаковым. Вследствие разной величины этих давлений появляется сила, устанавливающая якорь в положение, соосном корпусу. Вследствие, циркуляции рабочей жидкости (масло) достигается охлаждение линейного двигателя.

Благодаря применению разработанного линейного электродвигателя с ферромагнитными вставками удалось получить необходимое быстрдействие системы и в целом снизить ее инерционность.

На рисунке 2 представлена принципиальная схема устройства для демпфирования колебаний в приводах подач тяжелого токарного станка, на основе следящего привода.

Резец на станке находится под действием периодической возмущающей силы $P(t)$ и периодической силы, создаваемой вибратором $P_g(t)$ в соответствии с сигналом датчика (вибрации скорости).

Управление движения элемента (верхних салазок) станка, приближенно рассматриваемого как одномассовая линейная упругая система

$$m\ddot{x} + h\dot{x} + cx = P(t) - P_g(t).$$

Сила создаваемая вибратором, пропорциональна скорости \dot{x} (либо ускорению \ddot{x}), т.е. $P_g(t) = h_g \dot{x}$, где h_g – коэффициент демпфирования вибратора.

Тогда:

$$m\ddot{x} + (h \pm h_g)\dot{x} + cx = P(t).$$

Как проведенные исследования, такие активные демпфирующие устройства позволяют увеличить предельные значения снимаемой стружки в 2...4 раза.

На рисунке 3 показана схема замкнутой системы управления этим демпфирующим устройством.

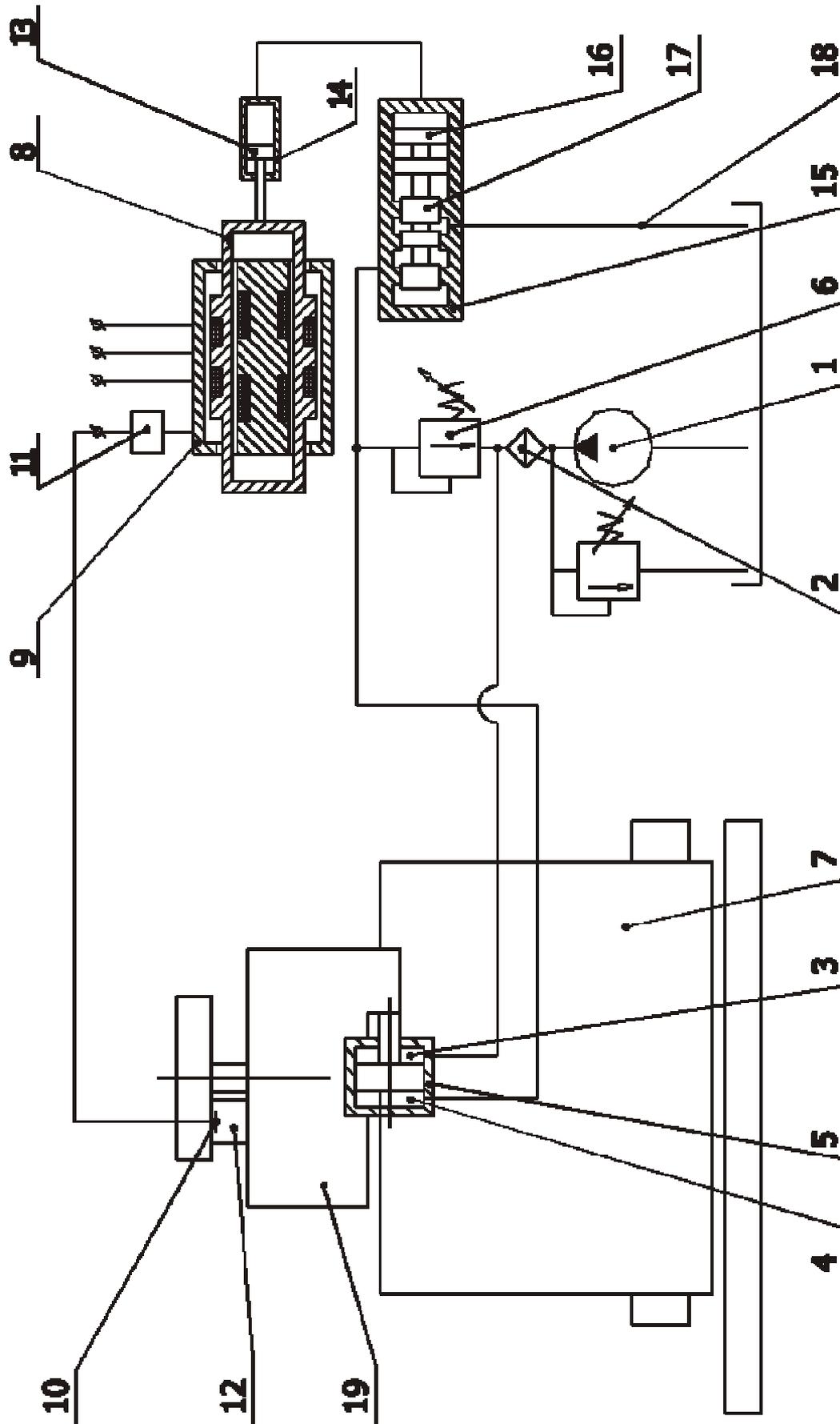


Рисунок 2 – Суппорт токарного станка оснащеного системою демпфирования колебаний, на основе следающего привода

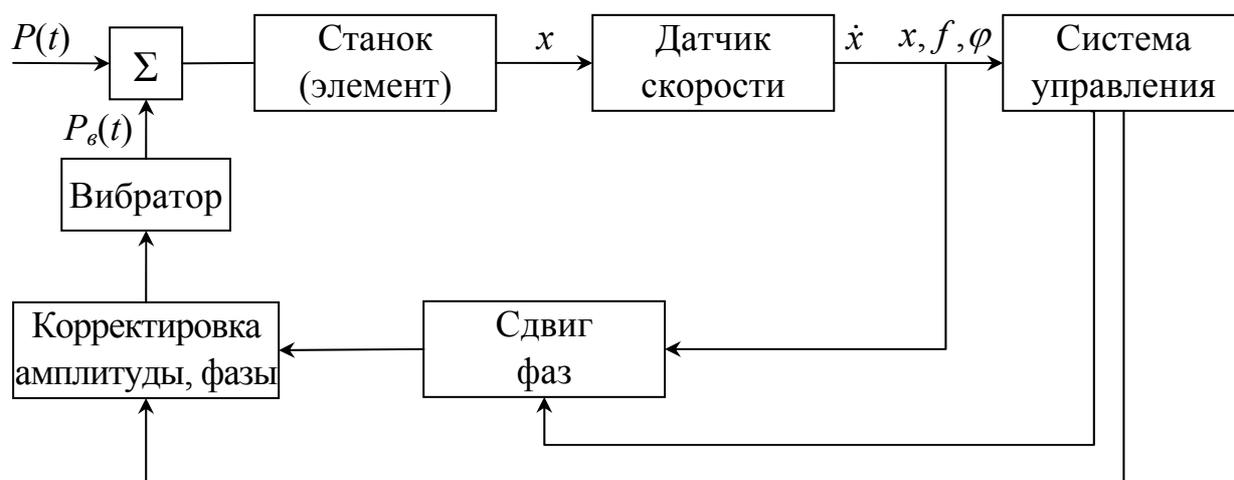


Рисунок 3 – Схема демпфирующего устройства

Как видно из рисунка 2 был усовершенствован суппорт тяжелого токарного станка. Суппорт токарного станка, был снабжен вибратором, который представляет собой гидравлический дифференциальный цилиндр маленького хода, давление в безштоковой пустоте которого управляется от следящего привода привода. При этом получается осциллирующее движение, которое улучшает динамические качества привода суппорта за счет повышения демпфирования в системе, этим повышается динамическая жесткость. Кроме того, при этом снижается коэффициент трения, чем также обеспечивается равномерность медленных перемещений.

Повышение плавности медленных перемещений суппорта достигается стабилизацией сил трения в направляющих, увеличением жесткости привода, а также депфированием колебаний. Стабилизация сил трения обеспечивается выбором рациональной компоновки и схемы нагрузки узла, материала направляющих, вида и режима смазывания. Автоматическим регулированием демпфирования можно, независимо от измененной величины силы обеспечить плавность медленных перемещений подвижного узла и довольно маленькую амплитуду его колебаний.

Вибратор представляет собой резцедержатель, который осуществляет осциллирующее движение с помощью следящего привода, и способен погашать вибрации в широком диапазоне частот. Вибратор есть следящий привод малых перемещений, который

содержит: насос 1, фильтр 2, штоковую полость 3 и безштоковую полость 4 гидроцилиндра 5, редукционный клапан 6, суппорт 7, якорь 8 линейного двигателя 9, вибродатчик 10, двухконтактное реле 11, резец 12, плунжер 13 месдозы 14, гидродатчик 15, дополнительный плунжер 16 и напорный золотник 17 гидродатчика, сливной трубопровод 18, резцедержатель 19.

Принцип работы устройства. Станок проходит отладку на обработку поверхности со скоростью подач и усилием резания. При необходимости повышения виброустойчивости станка и дробления стружки включается следящий привод малых перемещений. При этом рабочая жидкость через фильтр 2 подается насосом 1 в штоковую полость 3 гидроцилиндра 5 и редукционный клапан 6, откуда поток жидкости попадает в безштоковую полость 4 гидроцилиндра 5.

Обмотка возбуждения статора линейного двигателя постоянного тока 9 создает магнитное поле, в котором находится обмотки якоря 8. Одна обмотка имеет стационарные параметры тока, а от вибродатчика 10, установленного на резце 12, что крепится суппорте 7 при достижении заданной величины силы подачи включается двухконтактное реле 11, что замыкает обмотку якоря 8 линейного двигателя 9.

При обесточенной обмотке якорь 8 двигается в осевом направлении влево, перемещая плунжер 13 месдозы 14. Управляющие давление рабочей жидкости в месдозе 14 падает, соответственно падает давление в корпусе гидродатчика 15 и дополнительный плунжер 16 перемещается вправо. Давление от редукционного клапана 6 прижимает дополнительный плунжер 16 и напорный золотник 17 гидродатчика 15 друг к другу.

Положения напорного золотника 17, и степень перекрытия дроселирующей кромки гидродатчика 15 перед сливным трубопроводом 18 зависит от соотношения величин управляющего давления, обусловленного силой тока $I'_я$ в обмотке якоря 8 и давления настраивания редукционного клапана 6.

Изменяя величину $I'_я$, можно изменить управляющее давление, отсюда значит и положения напорного золотника 17 гидродатчика 15 относительно дроселирующей кромки, и итак, изменять давление у безштоковой полости 4 гидроцилиндра 5. Давление у безштоковой полости 4 определяет усилия подачи суппорта 7, так как давление в штоковой полости 3 постоянно и равняется давлению настраивание

насоса 1.

При повышении заданной величины силы подачи суппорта 7 вибродатчик 10 дает сигнал на двухконтактное реле 11, что подает ток $I''_я$ в обмотку якоря 8 линейного двигателя 9, якорь 8 перемещается вправо, перемещая плунжер 13 месдозы 14 также вправо. Управляющее давлением рабочей жидкости в месдозе 14, повышается давление в корпусе гидродатчика 15, перемещая дополнительный плунжер 16 влево. Давление у безштоковой полости 4 гидроцилиндра 5 увеличивается и происходит отход инструмента от детали. При этом падает усилия подачи и двухконтактное реле прерывает подачу тока $I''_я$ в обмотку якоря 8. Якорь 8 двигателя перемещается в исходное положение влево, при этом давление в корпусе гидродатчика 15 падает, а итак и в штоковой полости 4 гидроцилиндра 5, и поршень с резцедержателем 19 перемещается влево обеспечивая дальнейшее врезание инструмента. После чего цикл повторяется.

Частота колебательного (осциллирующего) процесса зависит от силы тока на обмотках якоря 8 линейного двигателя 9, а отсюда от динамических параметров гидравлического привода.

Известно, что устойчивость процесса резания может быть обеспечена с постоянной времени T_k периода автоколебаний.

С увеличением постоянной времени виброгасящий эффект от применения систем автоматического управления исчезает.

Согласно зависимости:

$$T_p = \frac{m}{n} \cdot \frac{a_0 \xi}{v},$$

(где a_0 – толщина стружки; ξ – усадка стружки; m , n – коэффициенты, v – скорость резания.) в качестве параметров управления величиной T_p могут выступать толщина стружки и скорость резания [7].

Так для устранения автоколебаний с частотой $f=50...400$ Гц быстроедействие системы автоматического управления должно быть $T_p < 0,01...0,001$ с.

Способ управления величиной постоянной времени процесса заключается в обеспечении постоянства такого его значения, при котором отставание силы резания от перемещения не вызовет автоколебаний.

Выводы

Для эффективного дробления стружки частота колебаний инструмента должна быть достаточно высокой, что обуславливает целесообразность сообщать колебательное движение возможно меньшим массам.

С увеличением постоянной времени виброгасящий эффект от применения систем автоматического управления исчезает.

Частоты колебаний салазок f необходимо подбирать так, чтобы отношения $\frac{f}{n}$ (где n частота вращения шпинделя) была 0,5; 1,5; 2,5 и т.д. т.е. не целое число.

Дальнейшее исследование активных демпферов для тяжелых токарных станков перспективно проводить в направлении выбора рациональных схем управления по различным параметрам (скорость, масса, жесткость и т.д.) и исследования математической модели элемента динамической системы с помощью имитационного моделирования.

Литература

- 1 Кумабэ Д. Вибрационное резание / Пер. с яп. С.Л. Масленникова; Под. ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с.
- 2 Обработка резанием с вибрациями. Подураев В.Н., "Машиностроение", 1970, стр. 350.
- 3 Д.Н. Решетов, В.Т. Портман Точность металлорежущих станков. М: Машиностроение, 1978 – 216 с.
- 4 Авторское свидетельство СССР № 1400787
- 5 Патент Украины №62204 А 15.12.2003. Бил. №12 Ковалев В.Д, Бабин О.Ф., Гаков С.А.
- 6 Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. Пособие для вузов. – Киев: Вища школа. Головное изд-во, 1980. – 256 с.
- 7 Базров Б.М. Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся систем. – М.: Машиностроение, 1978. – 216 с.

УДК 621.9

Струтинський В.Б., Колот О.В.

НТУУ «КПІ», м. Київ, ДДМА, м. Краматорськ, Україна

СПЕКТРАЛЬНИЙ АНАЛІЗ РЕЗУЛЬТАТІВ ВИПРОБУВАНЬ ГІДРАВЛІЧНИХ АМОРТИЗАТОРІВ

In the given article outcomes of development of bench equipment and algorithmic maintenance of marginal checks of the shock-absorber are shown. Outcomes of development base on methods of emission analysis of dynamic processes.

Розробка надійних методів діагностики гідравлічних амортизаторів транспортних засобів являє собою важливу науково-технічну проблему. Її вирішення потребує проведення широкого кола досліджень. Зокрема, потребує визначення робочий процес амортизатора та встановлення взаємозв'язаного комплексу факторів, які визначають характеристики амортизаторів та їх зміни в процесі експлуатації.

Дослідженню характеристик амортизаторів присвячена велика кількість публікацій [1,2]. Автори розглядають схемні і конструктивні рішення, робочі процеси, методи випробувань амортизаторів, діагностику їх технічного стану.

Діагностика технічного стану амортизатора в кінці міжремонтного періода потребує спеціального стендового обладнання. Як правило, застосовуються стенди, що задають переміщення штока гідроциліндра амортизатора по синусоїдальному закону. По експериментально одержаній залежності зусилля на штоці визначаються характеристики амортизатора і їх відхилення від номінальних значень [3].

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

В даній статті наведені результати розробки стендового обладнання та алгоритмічного забезпечення діагностичних випробувань амортизатора, що базуються на методах спектрального аналізу динамічних процесів.

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

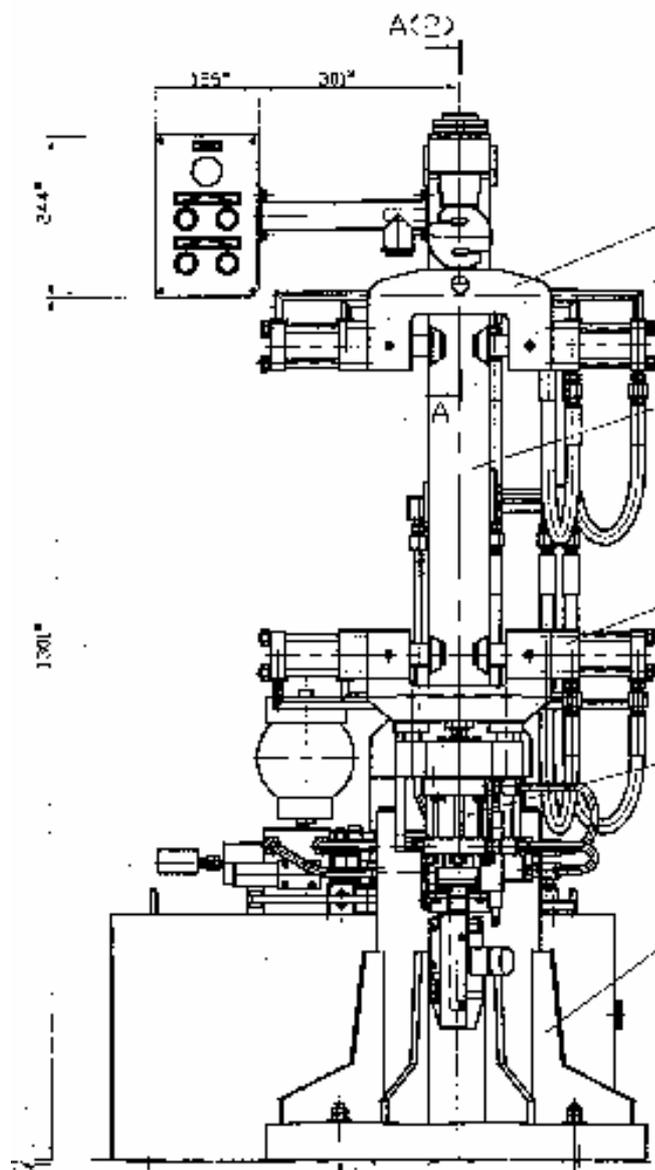


Рисунок 1 – Вигляд спереду розробленого експериментального стендового обладнання для визначення характеристик амортизатора

- 1 - силова основа; 2 - траверса; 3 - гідроциліндр верхнього захвата; 4 - гідроциліндр нижнього захвата; 5 - пристрій – вимірювач зусилля на штоці; 6 - гідроциліндр переміщення; 7 - пристрій – вимірювач переміщення

Стенд має траверсу 2, на якій розташовані 4 верхні захвати, що приводяться в дію гідроциліндрами 3. Верхні захвати (з гідроциліндрами 4) служать для закріплення амортизатора. Переміщення рухомих вузлів амортизатора здійснюється спеціальним електрогідролічним приводом, який має гідроциліндр 6. Виміри зусилля, яке сприймає амортизатор, здійснюється пристроєм – вимірювачем зусилля 5, а виміри відносного переміщення рухомих вузлів амортизатора здійснюється пристроєм – вимірювачем переміщення 7.

Траверса може зміщуватись в поперечно-кутовому напрямку на кут 180° , займаючи необхідне зручне для виконання вимірів положення. Від номінального положення траверси вона може відхилитись вправо і вліво на кут 90° (рис.2).

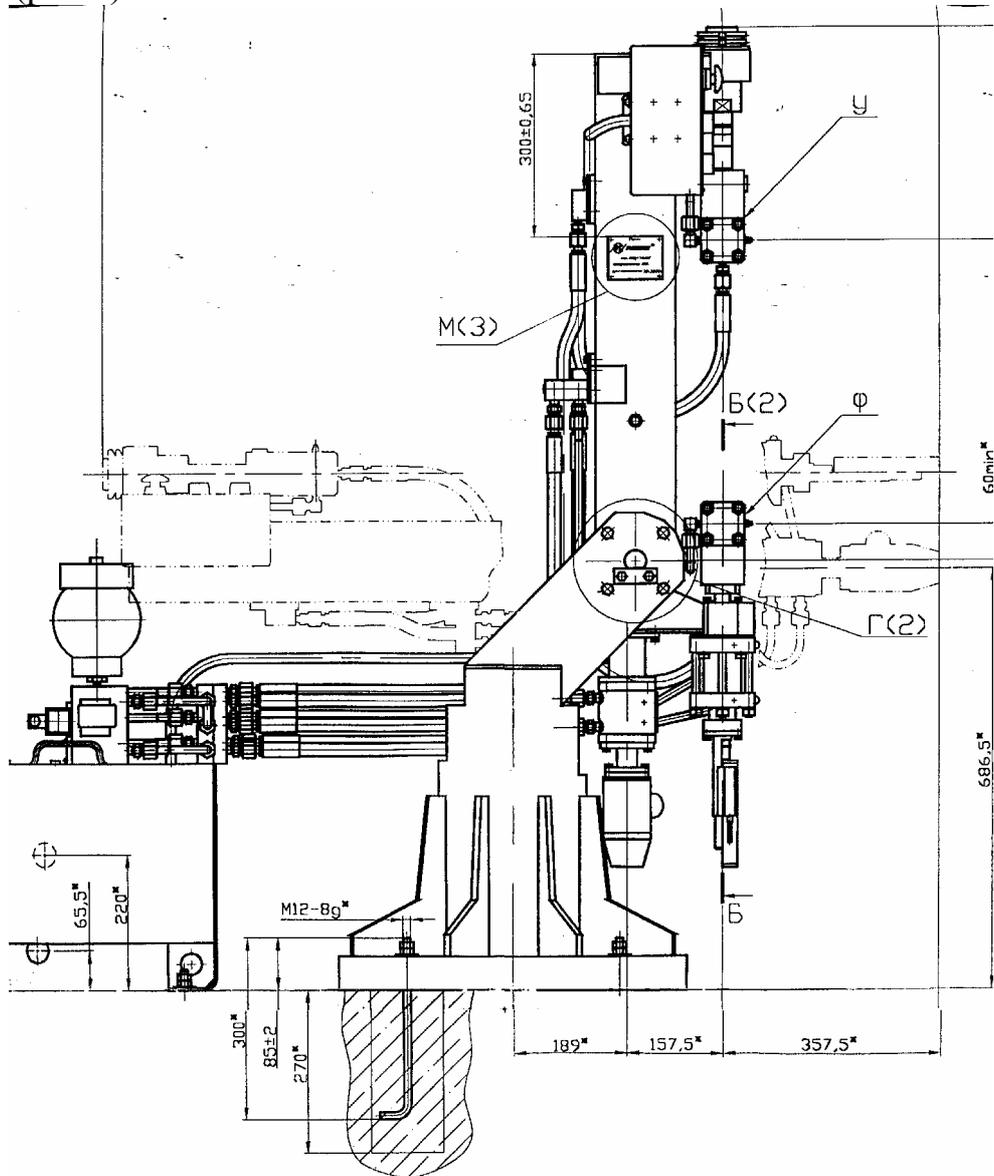


Рисунок 2 – Вигляд збоку стендового обладнання:
8 - гідравлічний підсилювач; 9 - кроковий двигун

Амортизатор встановлюється між верхнім і нижнім захватами в позицію А. Переміщення поршня амортизатора здійснюється гідроциліндром 6, робоча рідина до якого підводиться від гідравлічного підсилювача 8, керування яким здійснюється кроковим двигуном 9. Робоча рідина підводиться до гідравлічного підсилювача від гідростанції 10 (рис. 3).

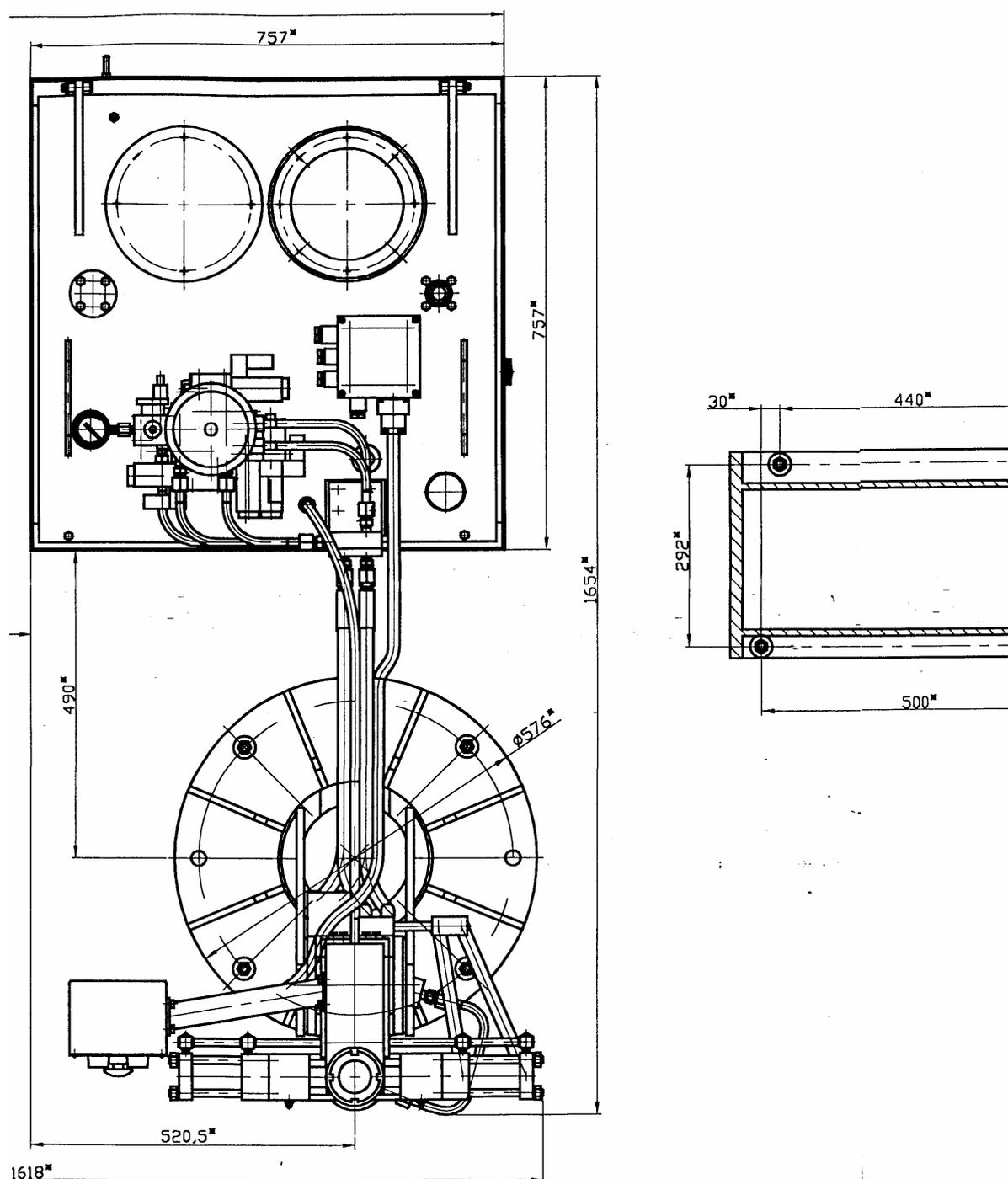


Рисунок 3 – Вигляд зверху стендового обладнання для визначення характеристик амортизатора

Гідростанція включає гідробак, на кришці якого змонтована контрольно-регулювальна апаратура 11. Там же розміщено гідроаккумулятор 12 та манометри 13 для контролю значень тиску.

Загальний вигляд стенда наведено на рис. 4.

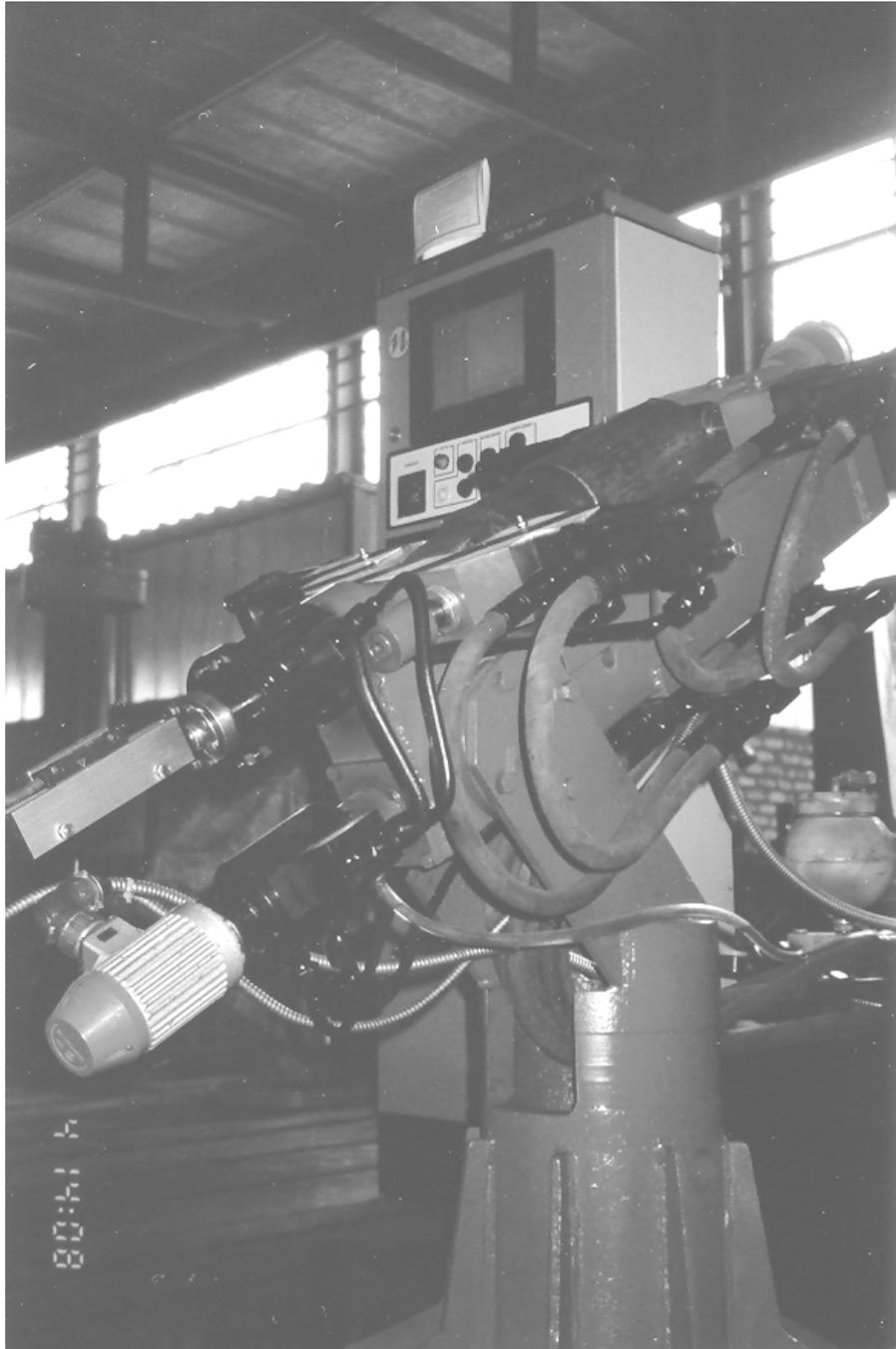


Рисунок 4 – Загальний вигляд стендового обладнання для визначення характеристик амортизатора

Траверса встановлена в кутовому положенні близько 45° від горизонтальної площини.

Програма випробувань реалізує закон переміщення штока амортизатора з вимірами реального переміщення штока в функції часу та реєстрації реального зусилля на штоці (рис.7).

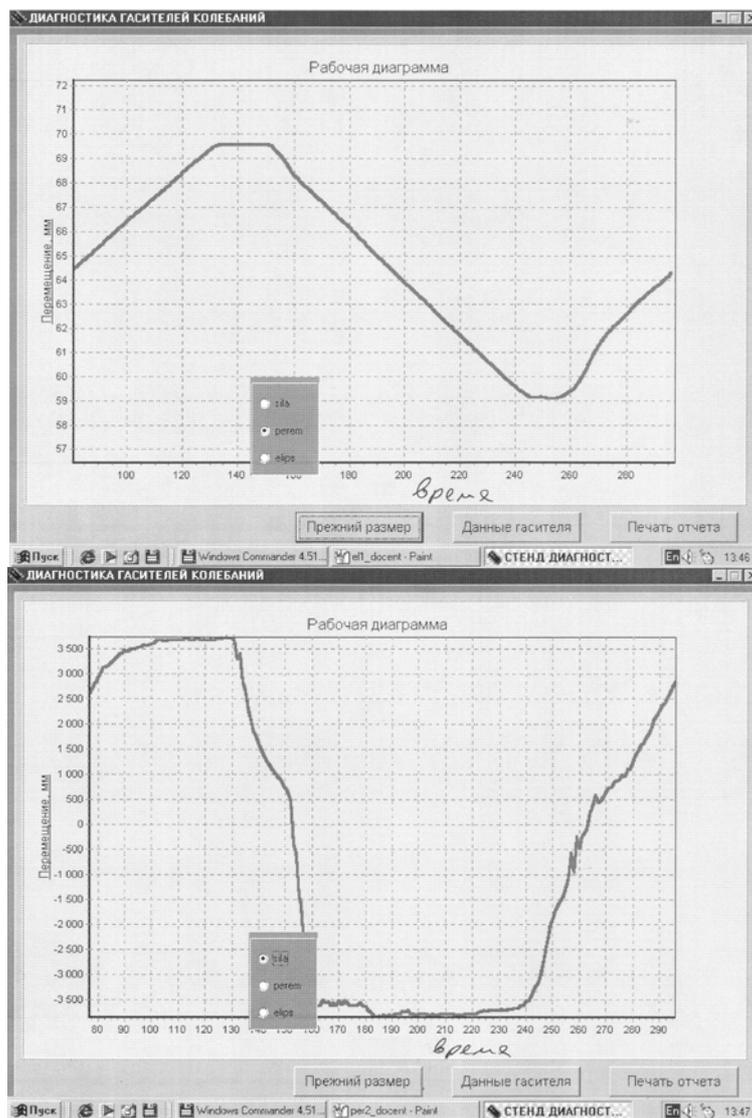


Рисунок 5 – Експериментально визначені переміщення штока та зусилля на штоці одержані при діагностичних випробуваннях амортизатора

Переміщення штока і зусилля визначені для одного циклу знакозмінних навантажнь. Одержані закони зміни параметрів є близькими до періодичних.

Для них здійснено розклад в ряд Фур'є. Зокрема зусилля на штоці амортизатора (див. рис.5а) знайдено у вигляді ряду

$$f_p(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{N_p} a_k \cos k \frac{2\pi}{T} x + b_k \sin k \frac{2\pi}{T} x, \quad (1)$$

де a_0, a_k, b_k - коефіцієнти ряду Фур'є, які відповідають залежності зусилля на штоці амортизатора від часу; x – значення часу в умовні одиницях; T – період процесу; N_p – число врахованих складових ряду.

Коефіцієнти ряду (1) обчислено по формулам Коші в програмному середовищі MathCAD за формулами:

$$a_0 = \frac{2 \int_0^T f(x) \cdot \cos\left(k \cdot 2 \frac{\pi x}{T}\right) dx}{T}, \quad a_k = \frac{2 \int_0^T f(x) \cdot \cos\left(k \cdot 2 \frac{\pi x}{T}\right) dx}{T}, \quad (2)$$

$$b_k = \frac{2 \int_0^T f(x) \cdot \sin\left(k \cdot 2 \frac{\pi x}{T}\right) dx}{T}$$

Ряд (6) подано у вигляді суми окремих гармонік

$$f_p(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=0}^{N_p} A_k \sin\left(k \frac{2\pi}{T} x + \psi_k\right) \quad (3)$$

із відповідними амплітудами

$$A_k = \sqrt{(a_k)^2 + (b_k)^2} \quad (4)$$

і початковими фазами окремих гармонік

$$\psi_k = a \tan\left(\frac{a_k}{b_k + 0.00000001}\right) \quad (5)$$

Розраховані значення коефіцієнтів ряду Фур'є (2), амплітуд (4) і початкових фаз (5) гармонік для залежності зміни зусилля на штоці амортизатора наведені на рис.6.

a		b		A		ψ	
к	значення	к	значення	к	значення	к	значення
0	-0.036	0	0	0	0	0	0
1	-3.993	1	1.391	1	4.223	1	-1.235
2	0.455	2	0.273	2	0.53	2	1.031
3	3.53·10 ⁻³	3	-0.661	3	0.361	3	-5.337·10 ⁻³
4	-0.221	4	-0.092	4	0.233	4	1.175
5	0.159	5	0.13	5	0.205	5	0.886
6	0.178	6	2.944·10 ⁻³	6	0.173	6	1.548
7	0.015	7	-0.038	7	0.041	7	-0.373
8	-0.147	8	0.074	8	0.164	8	-1.104
9	0.052	9	0.112	9	0.123	9	0.435
10	0.077	10	-0.118	10	0.14	10	-0.578
11	-0.144	11	-0.042	11	0.15	11	1.285
12	0.022	12	0.058	12	0.062	12	0.365
13	0.050	13	-0.046	13	0.074	13	-0.9
14	-0.039	14	-0.011	14	0.04	14	1.294
15	0.023	15	0.052	15	0.053	15	0.417

Рисунок 6 – Значення коефіцієнтів розкладу в ряд Фур'є експериментальної залежності зусилля на штоці амортизатора від часу

Розраховані значення гармонік (спектр амплітуд) поданий в графічному вигляді.

В спектрі найбільше значення має амплітуда першої гармоніки, яка більш ніж в 7 раз перевищує інші амплітуди (рис.7).

Із аналізу спектра випливає, що суттєвими є гармоніки з номерами 1-5. Амплітуди цих гармонік перевищують 5% від амплітуди головної (першої) гармоніки.

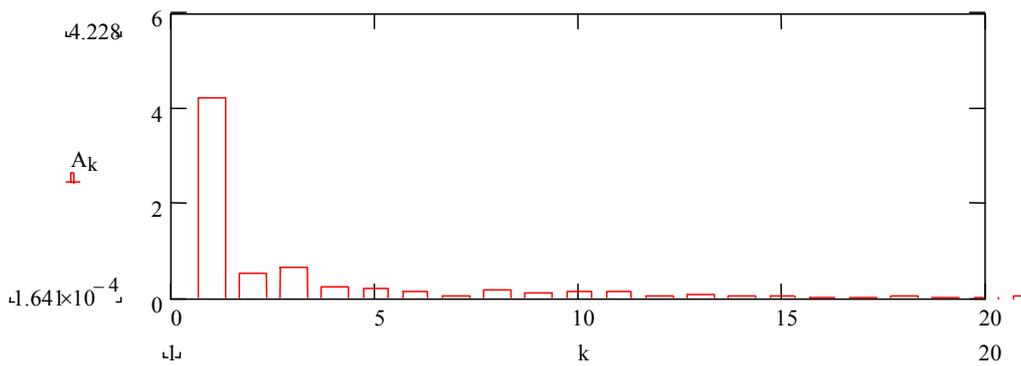


Рисунок 7 – Спектр амплітуд 20-ти перших гармонік розкладу залежності зусилля на штоці амортизатора від часу

Аналогічний розклад здійснено для залежності переміщення штока амортизатора в часі. Згідно розробленої методики виконано спектральний аналіз експериментальної залежності переміщення в часі. Розраховані значення коефіцієнтів розкладу подані на рис.8.

az =		bz =		Az =		ψz =	
k	Value	k	Value	k	Value	k	Value
0	129.073	0	0	0	0	0	0
1	-3.302	1	-3.28	1	4.654	1	0.789
2	-0.177	2	-0.051	2	0.185	2	1.289
3	0.534	3	-0.15	3	0.555	3	-1.297
4	0.084	4	0.098	4	0.13	4	0.71
5	0.045	5	0.178	5	0.184	5	0.248
6	-0.151	6	0.022	6	0.152	6	-1.427
7	-9.952·10 ⁻⁵	7	-0.052	7	0.052	7	1.899·10 ⁻³
8	-0.046	8	-0.053	8	0.071	8	0.715
9	0.058	9	0.046	9	0.074	9	0.895
10	-0.034	10	-0.052	10	0.062	10	0.578
11	-0.04	11	-0.082	11	0.092	11	0.454
12	-6.143·10 ⁻³	12	-0.023	12	0.023	12	0.266
13	0.044	13	-0.034	13	0.056	13	-0.91
14	-0.022	14	-5.823·10 ⁻³	14	0.023	14	1.317
15	6.204·10 ⁻⁴	15	-0.02	15	0.02	15	-0.032

Рисунок 8 – Коефіцієнти розкладу в ряд Фур'є експериментальної залежності циклічного переміщення штока амортизатора при його стендових випробуваннях

Як і процес зміни зусилля на штоці переміщення штока амортизатора має основну гармоніку з номером 1 (рис.9).

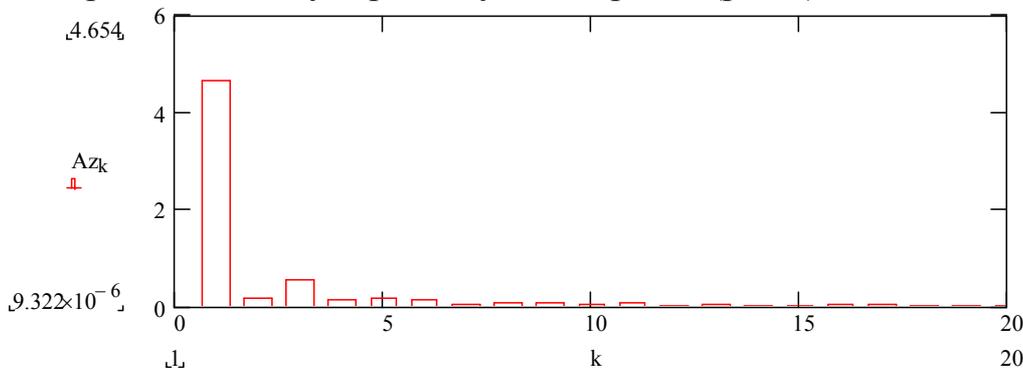


Рисунок 9 – Спектр амплітуд розкладу переміщення штока амортизатора в ряд Фур'є

Суттєвими гармоніками є перша і третя. Амплітуди інших гармонік складають менше 5% від основної (першої) гармоніки. Цим спектр амплітуд переміщень штока відрізняється від спектра зусилля, де суттєвими є не дві, а п'ять гармонік.

Висновки

1 Розроблене стендове обладнання дозволяє здійснити діагностичні випробування амортизаторів із визначення інтегральних показників їх якості та провести комплексний спектральний аналіз характеристик “сила-переміщення” амортизатора в умовах роботи, близьких до експлуатаційних.

2 Із порівняння одержаних діаграм із експериментально визначених випливає, що навіть врахування всіх гармонік, амплітуди яких складають більше 3..5% від основних, не дає можливості точно описати реальний процес.

3 Для достатньо повного і вичерпного опису процесу необхідно врахування ряду малосуттєвих гармонік з номерами 5..15 і вище. Уже при врахуванні 12-ти гармонік спостерігається кількісна і якісна відповідність розрахунків параметрів відрізками ряду Фур'є і експериментальними даними.

4 Як напрямок подальших розробок рекомендується провести дослідження в напрямку визначення впливу випадкових змін процесу в межах циклу на спектральні характеристики силових і кінематичних параметрів амортизаторів.

Література

1. Соколова М.М., Хусидов В.Д., Минкин Ю.Г. Динамическая нагруженность вагона. - М.: Транспорт. 1981. - 206 с.
- 2 Терешкин Л.В., Зеленин И.Г. Механизация и автоматизация производственных процессов при ремонте пассажирских вагонов. - М.: Транспорт. 1984. - 286 с.
- 3 Соколов М.М., Варава В.И., Левит Г.М. Гасители колебаний подвижного состава. Справочник. - М.: Транспорт. 1985. - 216 с.
- 4 Челноков И.И. Гидравлические гасители колебаний пассажирских вагонов. - М.: Транспорт. 1975. - 72 с.
- 5 Струтинський В.Б., Колот О.В. Імітаційне математичне моделювання дисипативних характеристик комплектних гідромеханічних систем//Промислова гідравліка і пневматика.- Вінниця, №2, 2003.- С.63-68.
- 6 Залманзон Л.А. Преобразование Фур'є, Уолша, Хаара и их применение в управлении связи и других областях. – М.: Наука, 1989. – 496 с.
- 7 Венцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
- 7 Мэнли Р. Анализ и обработка записей колебаний. – М.: Машиностроение, 1972. – 368 с.
- 8 Марпл-мл С.Л. Цифровой спектральный анализ и его приложения. – М.: Мир, 1990. – 584 с.
- 9 Пугачев В.С. Введение в теорию вероятностей. – М.:Наука, 1968. – 368 с.
- 10 Плис А.И., Сливина Н.А. МATHCAD 2000 математический практикум для экономистов и инженеров. – М.: Финансы и статистика, 2000. – 655 с.

УДК 621.313

Квашнин В.О., Наливайко А.Н., Знаменский А.А.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА С СТАНКАХ С ЧПУ

In this article is stated the solution of the problem improvement abilities metal-cutting tools by working out mathematical model. In the base of the creation mathematical model lays model in the global static coordinate system.

Введение

Современное состояние отечественного машиностроения нуждается в срочном внедрении новых энерго и ресурсосберегающих технологий, которые смогли бы создавать конкурентно – способную продукцию на мировом рынке. Особенно, это характерно для металлорежущих станков с числовым программным управлением. Дальнейшее повышение их производительности и улучшение качества выпускаемой продукции, основывалось до недавнего времени, как правило, на использовании регулируемых электроприводах постоянного тока, которые рассматривались как одно из основных технических средств для достижения указанных целей.

Анализ исследований и публикации

В настоящее время, наиболее перспективными являются регулируемые электропривода переменного тока [1-4]. Это связано с целым рядом их преимуществ:

- они используют более простые по конструкции, а следовательно, и более надежные и дешевые (по сравнению с двигателями постоянного тока – ДПТ) двигатели переменного тока (особенно асинхронные двигатели АД с короткозамкнутым ротором (КЗ));
- они обладают меньшим инерционным моментом ротора, а следовательно, и меньшей динамической ошибкой при регулировании частоты вращения. При этом, появляется возможность построения астатических позиционных систем управления, которые позволяют на порядок поднять точность обработки различных деталей на металлорежущих станках.

С другой стороны, двигатели переменного тока всегда обладали более высокими энергетическими показателями по сравнению с ДПТ одной и той же установленной мощности (в частности – КПД) и меньшими весогабаритными показателями, т.е. с различных точек зрения, в том числе и энергетической, являются более предпочтительными.

При этом, дальнейший переход к регулируемым приводам переменного тока, в большинстве случаев, сдерживается из-за отсутствия какого-либо опыта, наработок, теоретических и инженерных методик для построения подобных систем.

Целью настоящей работы является повышение производительности станков с ЧПУ и качества процесса обработки металла резанием.

Методика работы

Для достижения поставленной цели возникает необходимость в разработках различных моделей электроприводов переменного тока, которые позволили бы решить эту проблему доступными средствами и получить мощный инструмент для построения и исследований различной степени сложности высокоточных позиционных систем управления и регулирования на базе электроприводов переменного тока.

При разработке подобных моделей наиболее сложным и трудоемким этапом является построение наиболее полной модели асинхронного электродвигателя. Его состояние в динамике описывается системой из шести нелинейных дифференциальных уравнений.

Ниже изложен подход к решению проблемы создания динамической модели асинхронного двигателя.

При исследовании динамических режимов работы асинхронных двигателей (АД) используются двухфазные математические модели, адекватно отражающие процессы, протекающие в реальной машине. Наиболее общей формой математического описания двухфазных моделей является система дифференциальных и алгебраических уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} M = \frac{3}{2} * L_{\mu} * A * p * (\psi_{as} * \psi_{\beta s} - \psi_{\beta s} * \psi_{ar}) \\ M - M_c = \left(\frac{J}{p} \right) * \frac{d\omega}{dt} \\ i_{as} = A * (\psi_{as} * L'_r - \psi_{ar} * L_{\mu}) \\ i_{\beta s} = A * (\psi_{\beta r} * L'_r - \psi_{\beta r} * L_{\mu}) \\ i'_{ar} = A * (\psi_{ar} * L'_s - \psi_{as} * L_{\mu}) \\ i'_{\beta r} = A * (\psi_{\beta r} * L'_s - \psi_{\beta s} * L_{\mu}) \end{array} \right. \quad (1)$$

где $A=1/(L_s L_r - L_m^2)$.

Взаимное влияние трех фаз двигателя учитывается увеличением взаимной индукцией в 3/2 раза по сравнению с индуктивностью намагничивающего контура $L_{\mu}=3/2L_0$ (Гн). Соответственно полная

индуктивность статора $L_s = L_{S\sigma} + 3/2 * L_0$ (Гн). Приведенная полная индуктивность ротора $L'_r = L'_{rs} + 3/2 * L_0$ (Гн).

В основу разработки динамической модели положена двухфазная математическая модель электрической машины, в обобщенных координатах [1]

(ω_k – скорость вращения координатной ортогональной системы, в которой исследуется двухфазная модель.

При использовании неподвижной системы координат ($\omega_k = 0$. Так как в предлагаемой модели асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором рассматривается в неподвижной системе координат, то выражения для напряжений принимают вид:

$$\begin{aligned} u_{as} &= U_m * \cos \omega_s t = \sqrt{2} * U_H * \cos \omega_s t; \\ u_{\beta s} &= -U_m * \sin \omega_s t = -\sqrt{2} * U_H * \sin \omega_s t; \\ u_{ar} &= 0; u_{\beta r} = 0; \end{aligned} \quad (2)$$

где (ω_s – угловая частота питающего напряжения.

Поскольку, наиболее тяжелым режимом работы АД в переходных режимах является его запуск прямым включением в сеть (при нулевых начальных условиях $M_c=0, J = J_H$), то с учетом вышеизложенного система уравнений (1) после приведения их к форме Коши принимает вид:

$$\begin{aligned} \frac{d\psi_{as}}{dt} &= \sqrt{2} * U_H * \cos \omega_s t - Ar_s * (\psi_{as} * L'_r - \psi_{ar} * L_\mu); \\ \frac{d\psi_{\beta s}}{dt} &= -\sqrt{2} * U_H * \sin \omega_s t - Ar_s * (\psi_{\beta s} * L'_r - \psi_{\beta r} * L_\mu); \\ \frac{d\psi_{ar}}{dt} &= -Ar'_r * (\psi_{ar} * L_s - \psi_{as} * L_\mu) + \psi_{\beta r} * \omega; \\ \frac{d\psi_{\beta r}}{dt} &= -Ar_r * (\psi_{\beta s} * L_s - \psi_{\beta r} * L_\mu) - \psi_{as} * \omega; \\ M &= \frac{3}{2} * L_\mu * A * p * (\psi_{as} * \psi_{\beta r} - \psi_{ar} * \psi_{\beta s}); \\ \frac{d\omega}{dt} &= \frac{p * M}{J_H} \end{aligned} \quad (3)$$

Решение задачи моделирования

Для решения представленной системы дифференциальных уравнений, характеризующих динамику переходных процессов в АД, была разработана программа на алгоритмическом языке программирования Pascal.

Структурная блок-схема, предлагаемой программы, приведена на рисунке 1. Программа предназначена для определения динамических характеристик асинхронных двигателей на базе его полной динамической модели и позволяет осуществлять работу в различных режимах.

Результаты работы программы могут представляться массивами данных в виде таблиц или графиков зависимостей $M = f(t)$, $w=f(t)$, а так же выводиться на экран дисплея, записываться в файл или распечатываться на принтере.

Она так же предусматривает функцию задержки построения графика при выводе его на дисплей, что обеспечивает большую наглядность её работы в демонстрационных целях.

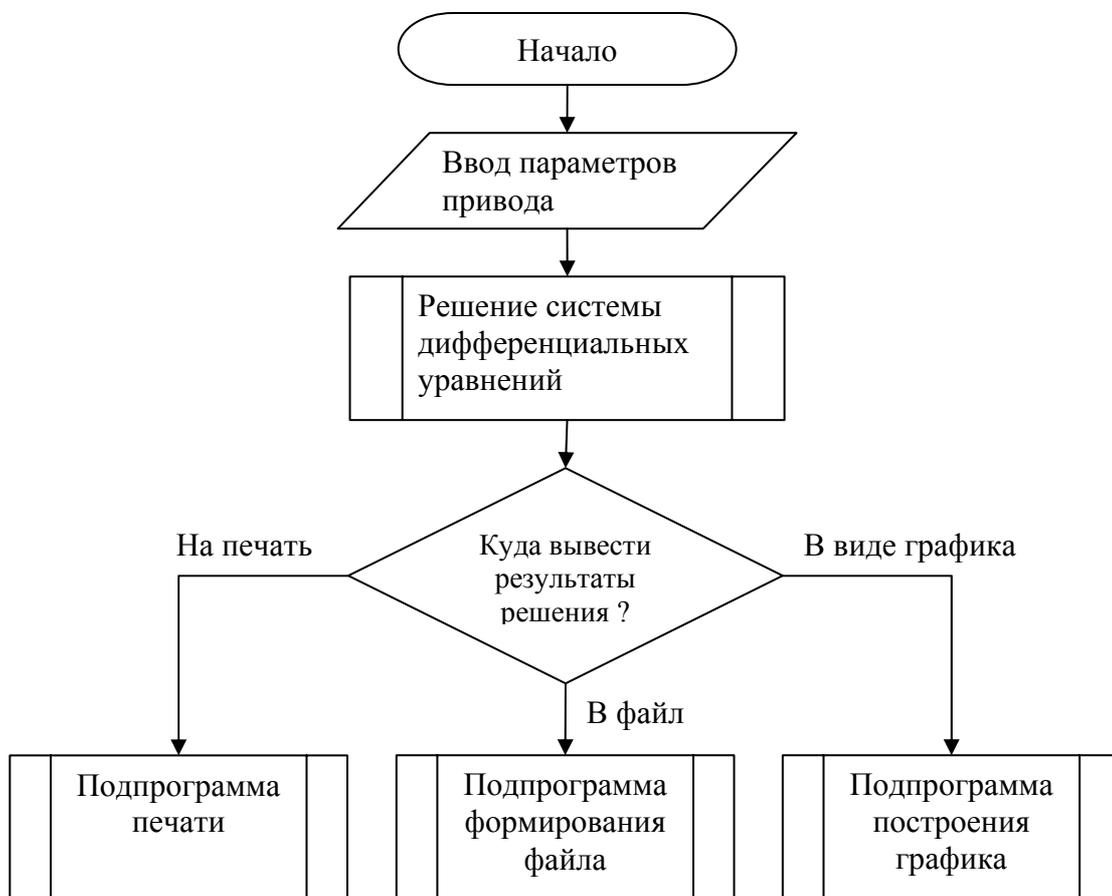


Рисунок 1 – Структурная блок – схема

В качестве примера работы программы был произведен расчет прямого пуска АД 4A100/4SY3 при номинальной частоте и амплитуде питающего напряжения в режиме холостого хода при номинальном моменте инерции, для которого система расчетных уравнений после подстановки численных значений фазных напряжений и частоты питающей сети с учетом $p = 2$, окончательно принимает вид:

$$\begin{aligned} \frac{d\psi_{as}}{dt} &= 31113 \cdot \cos 31416 \cdot t - 10056 \cdot (\psi_{as} \cdot 0,294 - \psi_{ar} \cdot 0,283); \\ \frac{d\psi_{\beta s}}{dt} &= 31113 \cdot \sin 31416 \cdot t - 10056 \cdot (\psi_{\beta s} \cdot 0,294 - \psi_{\beta r} \cdot 0,283); \\ \frac{d\psi_{ar}}{dt} &= -10056 \cdot (\psi_{\beta s} \cdot 0,289 - \psi_{ar} \cdot 0,283) - \psi_{\beta r} \cdot \omega; \\ \frac{d\psi_{\beta r}}{dt} &= -10056 \cdot (\psi_{\beta s} \cdot 0,289 - \psi_{ar} \cdot 0,283) - \psi_{as} \cdot \omega; \\ M &= 17408 \cdot (\psi_{as} \cdot \psi_{\beta r} - \psi_{ar} \cdot \psi_{\beta s}); \\ \frac{d\omega}{dt} &= 185 \cdot M \end{aligned} \quad (4)$$

Основные параметры двигателя.

Номинальное напряжение.....	$U_H = 220 \text{ В}$
Номинальная мощность.....	$P_H = 4 \text{ кВт}$
Номинальный ток статора.....	$I_H = 5,24 \text{ А}$
Номинальная скорость	$n_H = 1431 \text{ об/мин}$
Момент инерции.....	$J_H = 0,108 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$
КПД при номинальной нагрузке.....	$\eta = 0,84$
Коэффициент мощности.....	$\cos \varphi_H = 0,84$
Число пар полюсов.....	$p = 2$

Параметры Т-образной схемы замещения фазы двигателя:

Индуктивность рассеяния обмотки статора.....	$L_{s\sigma} = 0,00624 \text{ Гн}$
Приведенная индуктивность рассеяния обмотки статора.....	$L'_{r\sigma} = 0,0107 \text{ Гн}$
Индуктивность намагничивающего контура.....	$L_0 = 0,189 \text{ Гн}$
Активное сопротивление статора.....	$r_s = 1,66 \text{ Ом}$
Приведенное активное сопротивление статора.....	$r'_r = 1,27 \text{ Ом}$

Анализ полученных результатов и выводы.

Результаты расчетов в виде графиков переходных процессов $\omega=f(t)$ и $M=f(t)$ запуска АД представлено на рисунке 2.

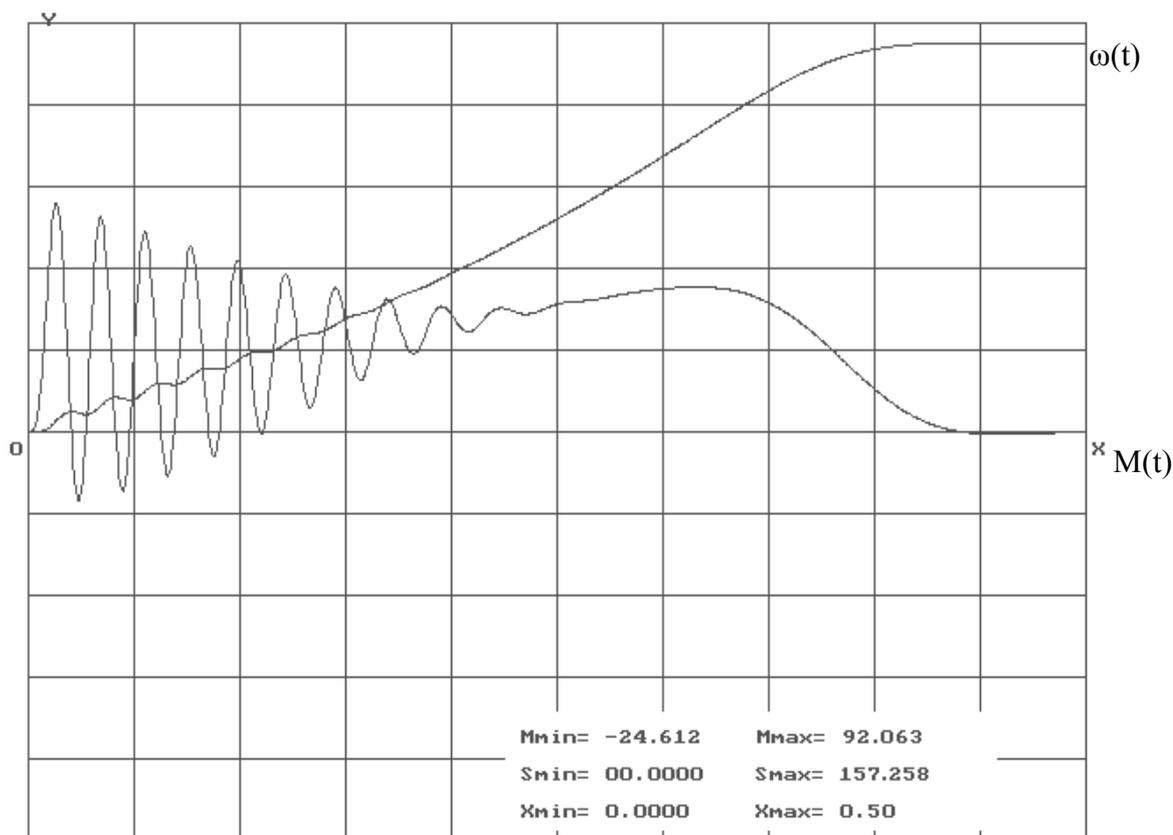


Рисунок 2 – Переходные процессы двигателя

Необходимые исходные данные электрических машин для предлагаемой динамической модели АД могут быть взяты из справочной литературы либо определены по каталогам или существующим методикам.[3-6].

Анализ полученных результатов расчетов хорошо согласуется с исходными паспортными данными на АД, что свидетельствует о правильном подходе к разработке и построению его динамической модели.

Литература

- 1 Проектирование электрических машин: Учебное пособие для вузов/И.П. Копылов, Ф.А. Горяинов, Б.К. Клоков и др.; Под ред. И.П.Копылова.- М.: Энергия, 1980.-496 с.
- 2 Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин. Учебн. для вузов. -М.: Высш.ш.,2001. -327с.
- 3 М.В. Загирняк, Б.И. Невзлин Электрические машины Ч. 3.Асинхронне машины: Учебное пособие.-К ІСДО.:1996.-196с.
- 4 В.О.Квашнин Методика аналитического определения параметров схемы замещения асинхронного двигателя// Вісник: Східноукраїнського національного університету: Науковий журнал: Луганськ.-2000: Випуск №8(30).-с.54-59.
- 5 В.О.Квашнин Методика аналитического определения характеристик асинхронного двигателя//Проблемы создания новых машин и технологий: сборник научных трудов: Кременчугский государственный политехнический университет: КГПИ.-2000.-Вып.-1.-№8.-с.143-145.
- 6 В. О. Квашнин, Н. В. Ивченков. Методика определения динамического коэффициента мощности АД. Вісник Національного технічного університету «Харківський політехн. інститут» збірник наукових праць. – Харків, НТУ ХПИ, 2001. – 363-365с.

УДК 621.9

Дядя С.И.

ЗНТУ, г.Запорожье, Украина

К ВОПРОСУ О ПОВЫШЕНИИ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ПРОДУКЦИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

In article examine the way of increasing competitive ability of machine-building product by the way of using a base method of controlling quality, shaping the personnel thinking, oriented to consumer, setting the right in organization of horizontal communication between subdivisions.

Умение реализовать требования заказчика в изделиях, объединение всего коллектива предприятия для выполнения этой задачи позволит позитивно ответить на вопрос «быть или не быть?» отечественному машиностроению. Мы уже привыкли к публикациям в средствах массовой информации причин низкой конкурентоспособности продукции и относимся к ним как к статистическим данным. Но, избрав путь развития, надо научиться работать с такой информацией, анализировать ее. Для этого разработаны и используются в развитых странах различные методы управления [1, 2 и др.], содержание и положения которых теперь доступны и для нас [3, 4 и др.]. Дело осталось за малым – научиться ими пользоваться.

Вначале собранная информация обрабатывается с помощью диаграммы связей для определения наиболее значимых сообщений, с которыми следует работать в первую очередь. Так, среди причин низкой конкурентоспособности продукции упоминаются: изоляция предприятий из сферы услуг, отсутствие инвестиций, отсутствие подготовки кадров по управлению качеством (УК) в высшей школе, отсутствие стратегического планирования, неподготовленность руководителей, отсутствие знаний по УК у специалистов предприятий, отсутствие методологии и технологии управления.

При построении диаграммы связей перечисленные причины записываются вокруг получаемого результата (рис.1). Далее определяется логическая причинно-следственная связь между каждой из перечисленных причин. При ее наличии строится отрезок со стрелкой, направленной от причины к следствию. Следствием из двух сравниваемых факторов будет тот, к которому подходит вопрос «почему?» или «зачем?». Ответ «потому что» будет относиться к причине. Наиболее значимыми будут факторы, от которых исходит наибольшее количество стрелок. В данном случае это

отсутствие подготовки кадров по УК в высшей школе и неподготовленность руководителей (по 5 исходящих стрелок).



Рисунок 1 – Диаграмма связей

Для систематизации и упорядочивания последующих действий строится диаграмма средства, в которой все рассматриваемые причины оцениваются по общей природе происхождения (на рис.2 обобщенные результаты обозначены значками * и #).

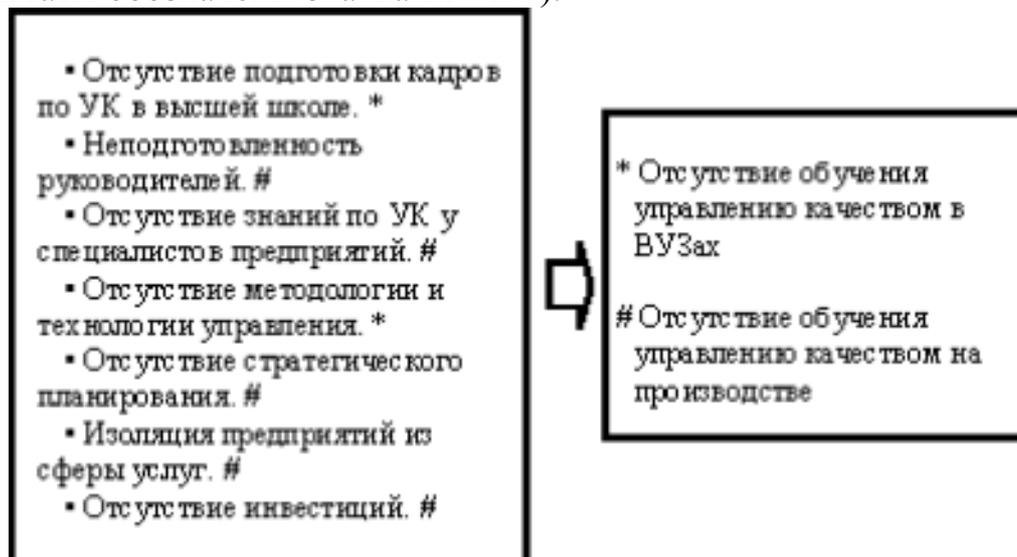


Рисунок 2 – Диаграмма средства

На чем же должны базироваться обучение и подготовка кадров для работы в конкурентных условиях? Учиться нужно у лучших. Международный опыт управления качеством продукции отражается в стандартах ISO серии 9000, которые переведены и адаптированы под наши условия [5,6]. Рассматриваемые в них составляющие успешного функционирования организации объединены в 8 принципов менеджмента качества. Это:

- 1) ориентация организации на потребителя;
- 2) приверженность руководства делу качества;
- 3) вовлечение всего персонала для реализации своих возможностей;
- 4) подход к работе с позиций процесса для выполнения ее в управляемых условиях;
- 5) системный подход на основании взаимосвязанных процессов;
- 6) постоянное улучшение деятельности организации;
- 7) принятие решений на основе достоверной информации;
- 8) взаимовыгодные отношения с поставщиками.

Для каждого предприятия путь к успеху будет индивидуален. Но общей для всех будет схема действий (рис.3): определение требований заказчика – реализация этих требований в изделии – удовлетворенность заказчика продукцией, т.е. работа организации начинается от заказчика и заканчивается заказчиком. Отношение к заказчику и определяет как будет выполнена работа. Для этого рекомендуется ориентировать мышление персонала на потребителя и отношения между подразделениями предприятия построить как отношения между внутренним потребителем и внутренним поставщиком, т.е. каждое последующее подразделение, участвующее в создании продукции, является внутренним заказчиком, а предыдущее - внутренним поставщиком.



Рисунок 3 – Схема работы успешного предприятия

Такие отношения на наших предприятиях и действуют. Так конструктор передает техническую документацию технологу, технолог передает технологическую документацию в производство и т.д. Но чувствует ли себя потребителем технолог, когда от конструктора получает чертежи с требованиями, которые невозможно реализовать на имеющемся оборудовании, или рабочий, если указанные в операционных картах режимы резания не обеспечивают при обработке детали требования чертежа? Как правило, виновным признается тот, кто изготовил бракованную продукцию. Так создается конфликтная ситуация. Что же необходимо сделать на предприятиях, чтобы между отделами были доброжелательные отношения и укреплялось мышление персонала, ориентированное на потребителя?



Рисунок 4 – Схема взаимоотношений между подразделениями организации

Прежде всего между подразделениями должны быть не просто отношения а **ВЗАИМООТНОШЕНИЯ**. Это вытекает из следующего. Поставщик реализует требования заказчика. Для обеспечения удовлетворенности последнего необходимо первоначально знать эти требования. Если технолог - потребитель работы конструктора, то последний должен знать, какие качества обеспечивают оборудования, назначаемые технологом. Технолог, прежде чем назначить режимы резания, должен знать, в каком состоянии находятся станки, на которых будет реализовываться технологический процесс. На рис.4 показана схема взаимоотношений в организации при реализации требований внешнего

заказчика с учетом возможностей производства. При этом актуальным становится приспособленность станков к диагностированию и диагностическое обеспечение. Такой подход гарантирует, что первоначальные требования, заложенные в рабочих и сборочных чертежах «не растеряются» при их реализации на этапах жизненного цикла и продукция не разочарует заказчика.

Выводы

1 Повышение конкурентоспособности машиностроительной продукции неразрывно связано с информированностью персонала о состоянии дел по обеспечению качества в организации и его обучением методам управления качеством.

2 Для реализации в продукции требований заказчика в организации производства важным становится налаживание горизонтальных связей между подразделениями, основанных на отношениях внутренний заказчик – внутренний поставщик. При этом обе стороны находят общий язык путем согласования своих возможностей с требованиями внешнего заказчика.

3 Расширяются задачи технического диагностирования. Наряду с контролем технического состояния станков, поиском мест отказов и прогнозированием технического состояния результаты диагностирования используются при назначении режимов резания на этапе технологической подготовки.

Литература

- 1 Wisweh L. Qualitätsmanagement. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 1997.
- 2 Westkämper E. Integrationspfad Qualität. Technische Universität Braunschweig, 1991.
- 3 Статистические методы повышения качества./Под ред. Х.Кумэ.-М.Финансы и статистика, 1990. –304с.
- 4 Управление качеством и сертификация: Учебное пособие /В.А.Васильев, Ш.Н.Каландаришвили, В.А.Новиков, С.А.Одинокоев. Под ред. В.А.Васильева. – М.:Интермет Инжиниринг, 2002. –416с.
- 5 ДСТУ ISO 9000:2001 Системи менеджменту якості. Основні положення та словник –К.: Держстандарт України, 2001.-26с.
- 6 ДСТУ ISO 9001:2001 Системи менеджменту якості. Вимоги. –К.: Держстандарт України, 2001.-24с.

УДК 621.822.5

Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМА РАБОТЫ РАДИАЛЬНОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ НА МОМЕНТ ТРЕНИЯ

In the work dependences of the friction moment in bearings of sliding are given depending on an operating mode. On the basis of the analysis we have shown that during transition from the mixed friction to liquid the sign of the friction moment of varies.

Введение

Радиальные гидродинамические подшипники скольжения находят еще достаточно широкое применение в тяжело нагруженных опорах прокатных станов, роторов турбин, а также в шпиндельных опорах глубокорасточных станков большого диаметра.

Работа рассматриваемых подшипников имеет ряд особенностей, связанных с формами эпюр давления гидродинамических сил и точками приложения равнодействующих этих эпюр. Надо отметить, что существенное влияние на формы эпюр давления оказывают частоты вращения вала, а также величина зазора. Так, увеличение частоты вращения вала вызывает увеличение ассиметрии эпюры в сторону вращения. Для “беззазорного” подшипника с углом охвата не более 120° форма эпюры приближается к симметричному виду относительно вертикальной оси.

Применение подшипников жидкостного трения в тяжело нагруженных опорах требует уточнения инженерных методик определения момента трения в период пуска, так как пусковой момент на двигателе определяется при неустановившемся движении.

Постановка задачи исследований

Впервые работу чисто гидродинамического подшипника исследовал Хири. Он измерил сопротивление трения при смазке вала рядом различных масел. Эти результаты были проанализированы петровым Н.П. в 1833 году и В. Тауэром в 1855 году.

Н.П. Петров объяснил, что происходящие в подшипниках скольжения процессы подчиняются законам гидродинамики, и вывел известную формулу для силы трения. С рядом допущений эту формулу можно представить как:

$$T = \frac{\mu F u}{\delta}, \text{ где}$$

μ - динамическая вязкость смазочного материала;

F - площадь трущейся поверхности;

u - окружная скорость вращения вала;

δ – толщина слоя смазки.

Дальнейшее развитие теории гидродинамической смазки получили в трудах О. Рейнольдса, А. Зоммерфельда, Н.Е. Жуковского, С.А. Чаплыгина, М.В. Коровчинского, Д.С. Кодшера, А. Камерона, Ф.П. Снеговского и других исследователей.

Во всех классических работах рассматривается режим жидкостного трения, а факторы, определяющие наступление перехода от жидкостного к смешанному трению, не исследованы полностью. Обычно определяется характеристика режима работы подшипника скольжения $\lambda = \frac{\mu u}{p}$, где p – среднее давление на подшипник и сравнивается с $\lambda_{кр}$, соответствующая переходу от режима смешанного трения к жидкостному. Авторы, на базе аналитических исследований предлагают методику определения момента трения в радиальных подшипниках скольжения в неустановившемся режиме.

Основная часть

Исследования распределения давлений в слое смазочного материала подшипников с зазором позволяют рассмотреть влияние ряда параметров опоры на режим ее работы. Для рассматриваемых подшипников вал с втулкой образует переменный зазор, изменяющийся от R до Δ . (рис.1)

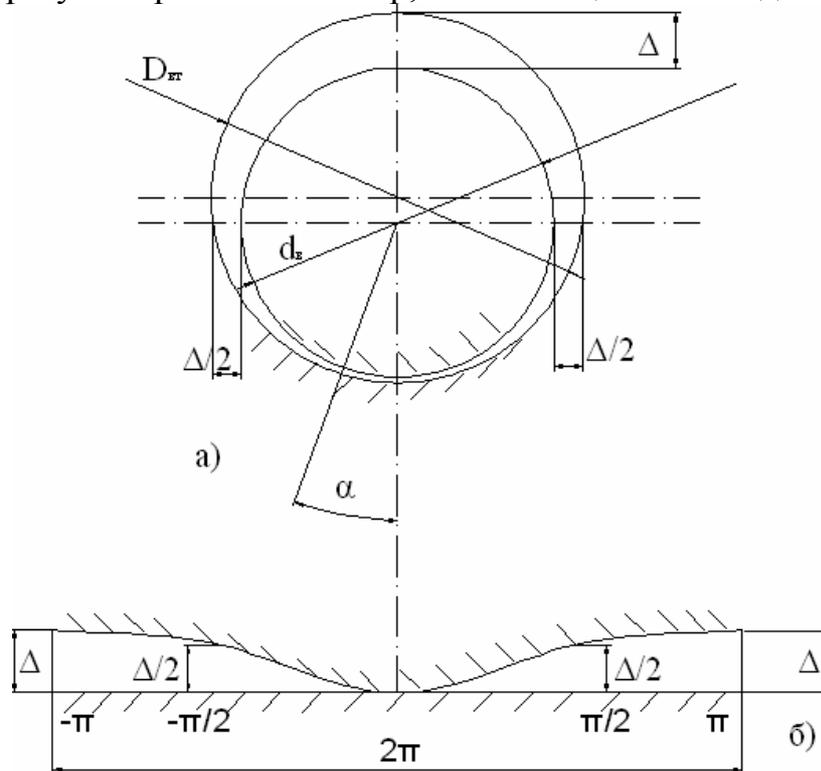


Рисунок 1 – Зазор между валом и втулкой (а) и развертка переменного зазора на плоскости (б)

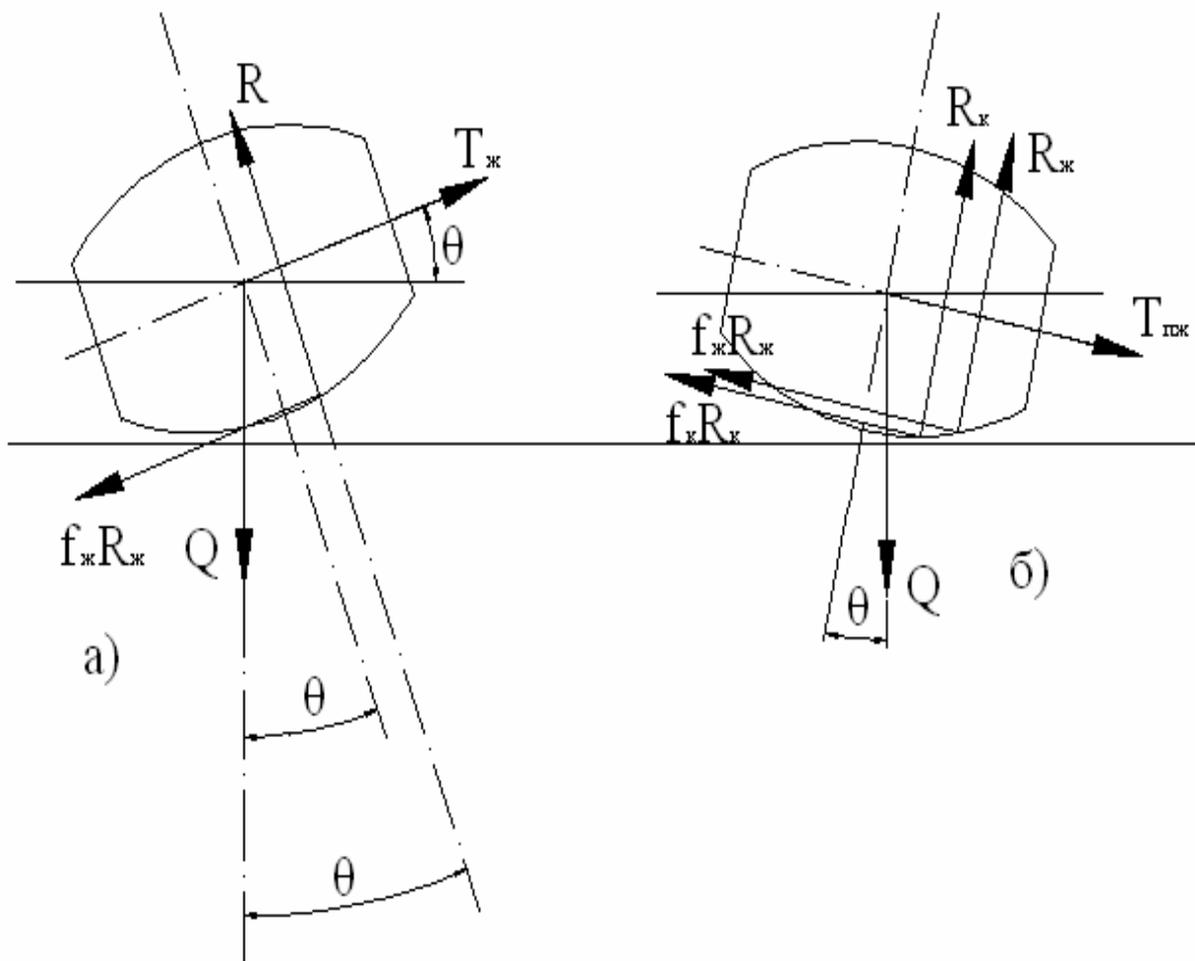
Если переменный зазор развернуть на плоскости согласно уравнению $\delta = \frac{\Delta}{2}(1 - \varepsilon \cos \alpha)$ [1], где

$$\varepsilon - \text{относительный эксцентриситет, } \varepsilon = \frac{2e}{\Delta}$$

e – абсолютный эксцентриситет.

то при $\varepsilon = 1$ получим косинусоиду, показанную на рис. 1 (б).

Рабочая зона контакта вал-втулка приблизительно находится в диапазоне $\pm\pi/3$ [2], что позволяет очертить форму тела с поступательным перемещением в виде плавной кривой – “бочки”.

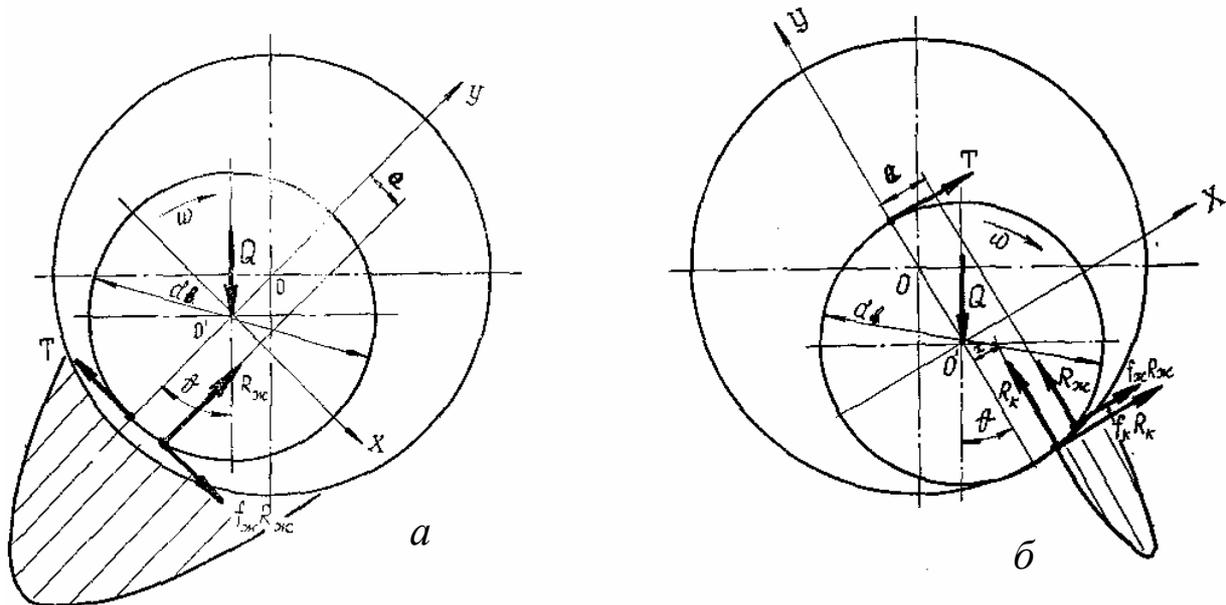


а – жидкостное трение; б – полужидкостное трение

Рисунок 2 – Расчетная схема действия сил между валом и втулкой при прямолинейном движении

Анализ схем для тел с поступательным перемещением для жидкостного и полужидкостного трения (рис. 2) позволяет предложить на основе

аналогии расчетные схемы для радиальных подшипников жидкостного и полужидкостного трения и определить моменты трения при различных режимах работы подшипников.



а – жидкостное трение; б – полужидкостное трение
Рисунок 3 – Схема действия сил между валом и втулкой

На рис. 3 представлены расчетные схемы с силами, приложенными в рабочей зоне подшипника. Для случая жидкостного трения (рис. 3, а) параметр a определяется из следующих уравнений

$$\begin{cases} f_{жс} R_{жс} - T + Q \sin \theta = 0 \\ R_{жс} - Q \cos \theta = 0 \end{cases}$$

откуда после преобразования имеем

$$f_{жс} = \frac{T}{R_{жс}} - \operatorname{tg} \theta$$

а из уравнения $T \frac{d_s}{R_{жс}} = R_{жс} a + f_{жс} R_{жс} \frac{d_s}{2}$, получаем

$$a = \frac{d_s}{2} \operatorname{tg} \theta$$

как известно, минимальное значение коэффициента жидкостного трения будет на «стыке» жидкостного и полужидкостного режимов, при этом угол θ меняет свой знак. (см. рис. 2)

При жидкостном режиме дальнейшее увеличение коэффициента трения связано не только с ростом скорости течения жидкости [2,3,4], которая определяет увеличение момента трения в соответствии с уравнением

$$M_{тр} = \int_0^L \int_0^B \tau dx dy \quad [4], \text{ но также в большей степени со смещением центра вра-}$$

щения вала, которое можно определить с помощью угла θ между линией центров «вала-втулки» и вертикальной осью.

Таким образом, с изменением угла θ величина момента трения при жидкостном режиме работы изменяется, что позволяет с учетом параметра a , приложения силы $R_{ж}$ определить момент трения в подшипнике:

$$M_{тр} = R_{ж} e + R_{ж} f_{ж} \frac{d_{\epsilon}}{2} = \frac{Q d_{\epsilon}}{2 \cos \theta} (\operatorname{tg} \theta + f_{ж})$$

Аналогично выведем уравнение момента трения для случая полужидкостного трения. Для упрощения расчетов допускаем, что угол действия $R_{ж}$ и $R_{к}$ одинаков и равен θ . (рис 2, б).

На рис 3б для полужидкостного трения имеем

$$\begin{cases} T - Q \sin \theta + f_{ж} R_{ж} + f_{к} R_{к} = 0 \\ R_{к} + R_{ж} - Q \cos \theta = 0 \end{cases} \quad (5)$$

Введем для полужидкостного трения приведенный коэффициент трения:

$$f_{пр} = f_{ж} \frac{R_{ж}}{R_{ж} + R_{к}} + f_{к} \frac{R_{к}}{R_{ж} + R_{к}} \quad (6)$$

Разделив уравнение (5) на $(R_{ж} + R_{к})$ и с учетом уравнений (5'') и (6) получаем

$$\frac{T}{R_{ж} + R_{к}} = \operatorname{tg} \theta - f_{пр} \quad (7)$$

Из уравнений моментов:

$$T \frac{d_{\epsilon}}{2} - R_{к} x - R_{ж} a - R_{ж} f \frac{d_{\epsilon}}{2} - R_{к} f_{к} \frac{d_{\epsilon}}{2} = 0$$

и допустив, что $x=a$, имеем

$$\frac{T}{R_{ж} + R_{к}} = \frac{2a}{d_{\epsilon}} + f_{пр} \quad (9)$$

Подставив уравнения (7) в уравнение (9) и выполнив преобразования, получим:

$$a = (\operatorname{tg} \theta - 2f_{пр}) \frac{d_{\epsilon}}{2} \quad (10)$$

и соответственно момент трения для полужидкостного режима равен

$$M_{тр} = \frac{Q d_{\epsilon}}{2 \cos \theta} (\operatorname{tg} \theta - f_{пр}) \quad (11)$$

Полученные зависимости позволяют определять величины момента трения в подшипниках при жидкостном и полужидкостном режимах работы с помощью угла θ . Это дает возможность определять мощность, затрачиваемую на преодоление как сил вязкого сдвига для жидкостного режима

и трения в зоне контакта при полужидкостном режиме работы, так и момент трения, связанного с положением центра вала относительно втулки.

Выводы

Как видно из уравнений (4) и (11) и с учетом того, что угол θ при переходе от полужидкостного трения к жидкостному меняет свой знак. Момент трения на подшипнике меняет свой знак. Причем это происходит не в момент, когда угол $\theta=0$. а при некотором значении угла θ в жидкостном режиме.

Данная методика была опробована при испытаниях подшипниковых узлов на стенде и дала хорошее согласование с измерениями, проведенными другими методами (в частности, измерениями мощности на приводе).

Наравне с коэффициентом нагрузочной способности коэффициент сопротивления вала вращению является основной величиной, необходимой для расчета подшипника, так как по нему находят количество тепла, выделившееся в смазочном слое и эквивалентное работе трения [2].

Следует отметить, что момент трения на валу превосходит момент трения на подшипнике, достигая максимального значения, равного трем [2]. Это связано с тем, что при чисто жидкостном режиме в расчетной схеме необходимо выделить в отдельный объект “жесткий” смазочный слой, который действует как на вал, так и на втулку. Таким образом, на вал действуют две составляющие: а) сопротивление от смещения центра вала от центра втулки и б) касательное напряжение, зависящее от течения смазочного материала, которое образуется вследствие прилипания жидкости к вращающемуся валу.

Это нашло подтверждение при стендовых испытаниях шпиндельных подшипниковых узлов станков.

Литература

- 1 Снеговский Ф.П. Опоры скольжения тяжелых машин.- М.: Машиностроение, 1969. – 224 с.
- 2 Коровчинский М.В. Теоретические основы работы подшипников скольжения.- М.: Машгиз, 1959 – 402 с.
- 3 Чернавский С.А. Подшипники скольжения. – М.: Машгиз, 1963 – 282 с.
- 4 Камерон А. Теория смазки в инженерном деле.- М.: Машгиз, 1962 – 296 с.
- 5 Бабин О.Ф., Лебедь В.Т. Влияние режима работы на условия равновесия подшипников скольжения. ВИНТИ “Депонированные научные работы”, 1984 №2 (№10729к-Д83).

УДК 621.822.5

Цыганаш В.Е.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИМ СТАНКОМ

The models describing a current status of metal working process and permitting to give an evaluation it of efficiency are offered.

Постановка задачи

Для интенсификации технологического процесса металлообработки применяют автоматизированные электроприводы (ЭП), работающие в адаптивных системах управления станками. Основной трудностью, возникающей при построении таких ЭП, является необходимость учета изменения при металлообработке коэффициента передачи процесса резания, оказывающего существенное влияние на статические и динамические характеристики всей электромеханической системы (ЭМС) [1]. Оптимальная разработка такой ЭМС предполагает максимизацию качества технологического процесса металлообработки за счет соответствующего выбора структуры и параметров её основных подсистем. Синтез оптимальной ЭМС, обеспечивающей автоматическое управление энергетическим и технологическим процессом, сводится к решению ряда взаимосвязанных задач, носящих многокритериальный характер. Решать подобные задачи можно с использованием теории систем.

Применение методов системного анализа при решении инженерных задач за последние годы получило широкое распространение, в том числе и в отношении систем управления металлорежущими станками. В [2] рассмотрены основные принципы системной разработки в приложении к системам автоматизированного ЭП, что, по существу, близко к задаче разработки ЭМС. Тем не менее, практическое использование методов системной разработки явно недостаточно, что можно объяснить двумя причинами.

Во-первых, неправомерно представление о том, что оптимальная разработка системы управления ЭМС требует наличия строгой математической модели, наподобие решения задач САПР. Главным участником процесса разработки является, как и прежде, человек, творческий метод которого обогащен наличием интуиции [2]. Однако процесс разработки поддается приблизительной алгоритмизации, в результате которой может быть сведена к минимуму роль субъективных факторов. Именно с этой точки зрения целесообразно на данном этапе рассматривать системную разработку применительно к столь сложному объекту, каким является металлорежущий станок (МС).

Во-вторых, использование формальной процедуры выбора оптимального варианта на основе комплексного критерия оценки – универсальной эффективности, обобщающей качество, полезность и экономичность результата, - требует наличия ряда данных, отсутствующих в действующих методиках оценки качества. Главным образом, это номенклатура показателей, учитываемых при сравнении, и значения коэффициентов их весомости.

Целью настоящей работы является анализ предлагаемых макромоделей, характеризующих текущее состояние процесса металлообработки и позволяющих дать оценку его эффективности.

Основное содержание

Металлорежущий станок можно рассматривать как систему, состоящую из трех подсистем. Система имеет три входа (по одному на каждую подсистему) и один выход. Входы удобно представлять в виде потоков: энергетического, материального и информационного. Первый поток характеризует электрическую, гидравлическую или пневматическую энергию. Поскольку электрическая энергия, подаваемая к электроприводам, оказывает доминирующее влияние на технологический процесс обработки, то в дальнейшем будем рассматривать только этот вид энергии. Основным показателем эффективности действия этого потока может быть представлен КПД. Материальным потоком являются заготовки, поступающие для обработки на МС. Показатель эффективности этой подсистемы удобно оценивать производительностью. Информационный поток определяется количеством и структурой потоков информации, связывающих её источники и соответствующие блоки системы управления станком. Источники информации разделены на внешние по отношению к ЭМС и внутренние, влияющие на динамические свойства станка.

Чем полнее информация, используемая в системе управления, тем выше качество работы системы в целом и шире её функциональные возможности. Информационный поток в значительной мере определяет конкурентоспособность МС, себестоимость и качество обработки деталей, которые представляют выходной поток системы.

При таком подходе МС как система четко выделяется из окружающей среды и полностью согласуется со следующими принципами [3]:

1 **Согласованность.** Система хорошо проявляется функционально, т.е. её частичное знание позволяет предсказать остальное.

2 **Ортогональность.** Принцип требует, чтобы функции были независимы друг от друга и специфицированы по отдельности.

3 **Соответственность.** В систему включены только те функции, которые соответствуют существенным требованиям к системе, другими словами в хорошей функциональной структуре отсутствуют ненужные функции.

4 **Экономность.** В системе отсутствуют функции, которые дублируют друг друга.

5 Прозрачность. Все функции, реализованные в системе, известны пользователю.

6 Общность. Все функции, введенные в систему, отвечают как можно большему числу назначений.

7 Открытость и полнота. Представленные в системе функции составлены с учетом экономических и технологических ограничений, но вместе с тем, допускают и их более широкое использование. Это, отчасти, обеспечивается тем, что в качестве явных полезных свойств здесь выступают не частные критерии непосредственно, а другие зависящие от них характеристики, иногда именуемые потребительскими показателями, такими как: производительность, качество, себестоимость и т.д.

При отыскании аналитической зависимости полезности от частных критериев можно воспользоваться этими показателями потому, что через них можно просто выразить полезность. Этому благоприятствует то обстоятельство, что технологические и электрические режимы взаимно связаны. В системе оптимальным энергетическим режимам соответствует максимальная производительность технологического оборудования МС с минимальными удельными расходами энергии. Поэтому интенсификация металлообработки и улучшение её организации почти всегда приводят к экономии энергии. Следовательно, выбор экономичных электрических режимов и внедрение новой технологии обработки одновременно решают задачи увеличения выпуска продукции и повышения качественных показателей обработки. В этом смысле удельные расходы электроэнергии могут служить обобщающим индексом технико-экономического уровня металлообработки в целом.

Сформулируем в самом общем виде свойства, которыми должен обладать критерий оценки эффективности энергетических процессов в ЭМС и покажем возможный вариант его реализации [4].

Критерий должен быть универсальным, т.е. применим к любой системе независимо от её структуры, сложности, возможных режимов временных признаков процесса, физической реализации.

Критерий должен быть достаточно гибким, т.е. способным характеризовать эффективность процесса в любом звене системы или сечении энергетического канала, в любом временном интервале.

Критерий должен полно и однозначно характеризовать фактическую эффективность энергетического процесса, т.е. оценивать в любой конкретной ситуации, какова удельная мера потерь энергии, сопровождающих реализуемый процесс.

Критерий должен иметь ясную структуру и в простых ситуациях, естественно, сводиться к общепринятому. Алгоритм его использования в эксплуатационных задачах должен быть общедоступным, вычислительные процедуры в сложных задачах могут выполняться на ЭВМ; он должен быть удобен для САПР ЭП.

Рассмотрим общий критерий путем доопределения и расширения понятий, на основе которых формулируется общеизвестный КПД [5,6,7]. Проведем доопределение с учетом возможности текущего управления электрическим режимом подсистемы. Для этого представим энергетическую подсистему ЭМС в виде двух взаимодействующих между собой подсистем более низкого уровня иерархии, из которых первая обеспечивает отбор электроэнергии из сети и её подвод к двигателю, а вторая – непосредственное преобразование электрической энергии в механическую работу и её подвод к материальной подсистеме. Условно определим первую как “источник питания”, а вторую как “нагрузку”. Обычно в первой подсистеме допускается регулирование мощности, отбираемой из сети, а во второй имеется возможность влияния на нагрузку, исходя из условий протекания технологического процесса и допустимых условий эксплуатации оборудования. Структурно подсистема “источник питания - нагрузка” может быть представлена в виде источника питания, работающего на силовую активно-индуктивно-емкостную цепь.

Этот подход уже был опробован и успешно себя зарекомендовал при управлении процессом преобразования электрической энергии в тепловую [5,6].

Рассмотрим как аналитически можно оценить эффективность работы энергетической подсистемы. Для этого по аналогии с [5,6] запишем

$$K_{\rho}(t) = \frac{P_{\rho}(t) - P_{nom}(I) - \Delta P_{\rho}(t)}{P_{\rho}(t)} = \frac{P_{\rho}(t) - P_{nom}(I) - (U\Delta I + \Delta UI)}{P_{\rho}(t)}, \quad (1)$$

где $K_{\rho}(t)$ - коэффициент использования мощности источника питания;

$P_{\rho}(t)$ - заданное значение мощности источника питания;

$P_{nom}(I)$ - мощность потерь, зависящая от тока I силовой цепи;

$\Delta P_{\rho}(t)$ - неиспользованная мощность источника питания, возникающая в результате отклонения от оптимального режима по току на ΔI и по напряжению на ΔU ; U - напряжение на нагрузке; t - время.

Через $P_{\rho}(t)$ обозначим полезную мощность, которая подводится для непосредственного превращения в механическую работу.

$$P_{\rho}(t) = P_{\rho}(t) - P_{nom}(I) - \Delta P_{\rho}(t). \quad (2)$$

Отметим, что при правильном выборе $P_{\rho}(t)$ и $\Delta P_{\rho}(t) = 0$ в системе поддерживается оптимальный электрический режим $P_{\rho}(t) = P_{\rho}(t)_{max}$. Доминирующим параметром при управлении ЭП, определяющим динамические свойства процесса, является $\Delta P_{\rho}(t)$. В энергетической подсистеме её удобно определять, моделируя процесс преобразования энергии в силовой цепи ЭП с помощью управляемого колебательного контура (КК) высокой добротности [5].

$$u(t) = \frac{d\psi}{dt} = \frac{d(Li)}{dt} = L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt} \cong L\Delta i + i\Delta L, \quad (3)$$

где L - индуктивность КК, изменяемая под воздействием U ; i - мгновенное значение тока в контуре КК, изменяемое под воздействием I ; ψ - потокосцепление катушки контура КК; $u(t)$ - мгновенное значение напряжения огибающей на индуктивности контура КК; d , Δ - оператор дифференцирования и символ приращения величины.

Применение такой модели равновесия, записанной в форме экстремального принципа, дает возможность аналитически оценивать полезность энергетического преобразования в ЭМС и построить систему управления, инвариантную к системе координат, в которой рассматривается моделируемая система.

Учитывая ранее отмеченные особенности взаимодействия энергетической и материальной подсистем, дадим аналитическую оценку полезности материальной подсистемы. Для этого рассмотрим по составляющим мощность, которая подводится от ЭП для непосредственного превращения в механическую работу, например, при точении

$$P_{\vartheta}(t) = P_p(t) + P_{nom}(T) + \Delta P_p(t). \quad (4)$$

где $P_p(t) = F\vartheta$ - мощность резания, представляющая произведение усилия F , приложенного к режущей кромке инструмента, на скорость резания ϑ ; $P_{nom}(T)$ - мощность тепловых потерь, возникающих в зоне резания и приводящих к росту температуры T режущего инструмента; $\Delta P_p(t) = F\Delta\vartheta + \vartheta\Delta F$ - недоиспользованная в технологическом процессе мощность, возникающая в результате отклонения от оптимального режима резания по усилию на ΔF и по скорости на $\Delta\vartheta$. Тогда для мощности, полностью используемой для резания, можно записать

$$P_p(t) = P_{\vartheta}(t) - P_{nom}(T) - \Delta P_p(t). \quad (5)$$

Очевидно, при правильном выборе $P_{\vartheta}(t)$ ($P_{\vartheta}(t) = P_{\vartheta}(t)_{max}$), $P_{nom}(T)$ и $\Delta P_p(t) = 0$ в ЭМС будет поддерживаться оптимальный режим, при котором максимумы электрических и технологических режимов совпадают. Положение оптимальной траектории можно оперативно определять и поддерживать на ней изображающую точку, если моделировать смещения максимума мощности в фазовой области. При этом с помощью модели лучше определять не $P_p(t)$, а нормированное её значение, т.е. текущее значение коэффициента использования мощности резания.

$$K_p(t) = \frac{P_p(t)}{P_{\vartheta}(t)}. \quad (6)$$

Очевидно, что полученный критерий характеризует не только отношение мощностей, но и зависящую от них среднemasсовую скорость обработки деталей, т.е. относительное значение производительности МС. Поэтому, несмотря на аналогию $K_o(t)$ и $K_p(t)$, аналогию моделей, применяемых для решения оптимизационных задач, что существенно упрощает их решение и его техническую реализацию, между измеряемыми величинами $K_o(t)$ и $K_p(t)$ есть большие расхождения в спектральных составах. Так, если измерять полезность материальной подсистемы среднemasсовой скоростью деталей необходимого качества, обрабатываемых станком в единицу времени, очень важно, что принимать за единицу времени. По характеру использования МС он должен после обработки очередной детали переходить к следующей. В зависимости от того насколько трудоемки подготовительные операции средняя скорость металлообработки за большой интервал времени будет меньше технологической скорости обработки. Поэтому за единицу времени здесь целесообразно принять, например, рабочую смену (6-8 час). Тогда полезность материальной подсистемы ЭМС может быть представлена отношением материального потока, обеспечиваемого подсистемой, к теоретически максимальной пропускной способности при заданных ограничивающих условиях.

Разработанный подход к анализу двух подсистем можно распространить на третью подсистему и на ЭМС в целом. Но при этом придется учитывать значительно большее число факторов, включая и те, которые характеризуют сферу эксплуатации МС.

1 Особая роль должна отводиться методам программирования и оптимизации распределения нагрузки между аппаратными и программными средствами, от которых существенно зависит эффективность функционирования ЭМС в целом.

2 В соответствии с методологией системного подхода необходимо охватывать не только сам технологический процесс, но и все фазы “жизненного цикла” МС.

3 Необходимо учитывать срок существования применяемой элементной базы. Этот фактор имеет наибольшую ценность, если учесть практическое отсутствие конкурентоспособной отечественной элементной базы, революционизирующую роль новых электронных элементов и их относительно быстрое обновление. Так, в последние годы смена поколений элементной базы наступала примерно каждые десять лет, причем этот период имеет явную тенденцию к уменьшению. Практика эксплуатации МС показывает, что в настоящее время “жизненный цикл” системы автоматизации, составляющей основу третьей подсистемы ЭМС, в 3-4 раза меньше, чем механической части МС.

Учет этих факторов открывает перспективу решения многокритериальной задачи оптимального управления в два этапа. На первом этапе с помощью описанной модели формируется задание (оптимальная про-

граммная траектория) для системы автоматического регулирования (САР), а на втором этапе с помощью САР осуществляется механизм реализации этой программы. Представление задачи в виде двух последовательных этапов избавляет от необходимости решения общей задачи (оптимизации единого функционала).

Таким образом, выбор оптимальных режимов в трех подсистемах открывает возможность выхода на минимум всех приведенных затрат.

Выводы

1 Предлагаемый метод решения задачи интересен тем, что в плане физической реализации представляет ряд возможностей ранее не использовавшихся при управлении ЭМС.

2 Критерии оценки эффективности работы подсистем имеют ясную структуру, полно и однозначно характеризуют фактическую эффективность процессов металлообработки, позволяют оценивать в любой конкретной ситуации удельные меры потерь, сопровождающих реализуемый процесс. Их нормированные значения открывают возможность оптимального управления режимами ЭМС на всех этапах её работы по единому критерию.

3 Возмущающие факторы, влияющие на режимы работы подсистем, отражаются на спектральных составах входных сигналов U, I, F, ϑ , поэтому они учитываются моделями.

4 Предлагаемая для первой подсистемы модель была опробована в промышленных условиях и успешно себя зарекомендовала при управлении процессом преобразования электрической энергии в тепловую.

Литература

1 Шапарев Н.К. Принципы построения автоматизированных электроприводов для интенсификации металлообработки // Автоматизированный электропривод / Под общ. ред. Н.Ф. Ильинского, М.Г. Юнькова. – М. : Энергоатомиздат, 1990. – с. 305-311.

2 Шенфельд Р., Хабигер Э. Автоматизированные электроприводы : Пер. с нем. / Под ред. Ю.А. Борцова. Л. : Энергоатомиздат, 1985. – 464 с.

3 Клир Дж. Системология. Автоматизация решения системных задач : Пер. с англ. – М. : Радио и связь, 1990. – 544 с.

4 Ильинский Н.Ф., Горнов А.О. Критерии эффективности процесса электро-механического преобразования энергии // Электричество, 1987 №10, с. 24-29.

5 Цыганаш В.Е. Анализ модели силовой электрической цепи мощной электро-термической установки // Наукові праці Донецького державного технічного університету. Випуск 58, Серія – Обчислювальна техніка та автоматизація. – Донецьк : ДонНТУ. – 2003. – с. 130 – 135.

6 Цыганаш В.Е. Системный анализ энергетических преобразований в технологической системе // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип.10. – Краматорськ, : ДДМА. – 2000. – с. 49-53.

7 Цыганаш В.Е., Волошин А.И. Постановка задачи оптимального управления процессом создания и поддержания вакуума с помощью струйного насоса. // Вестник национального технического университета “ХПИ”. Новые решения в современных технологиях. Сб. науч. тр. Вып. 14. – Харьков : 2001. – с.206 – 212.

РАЗДЕЛ 4

Вопросы птехнологии и точности обработки

УДК 621.9

Гавриш А.П., Роїк Т.А.
НТУУ „КПІ”, НАУ, Київ, Україна

НОВІ ЕФЕКТИВНІ АНТИФРИКЦІЙНІ КОМПОЗИЦІЙНІ МАТЕРІАЛИ З УТИЛІЗОВАНИХ ВІДХОДІВ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВА

In the paper research results for increase of friction units operation efficiansy on the base of using secondary resources – grinding metal wastes for synthesis of new bearing composite materials kind for increased exploitation conditions have been presented.

Вступ

Програма розвитку ресурсозберігаючих технологій України передбачає широку розробку та впровадження у промисловість нових наукоємних конкурентноспроможних технологічних методів та заходів, що забезпечують значне підвищення якості продукції за умови економії ресурсів при її виготовленні з одночасним поліпшенням екологічних факторів.

Тому ідеологія сучасного розвитку матеріалознавства у машинобудуванні вимагає від науковців при розробленні та впровадженні у виробництво матеріалів для об'єктів нової техніки твердо дотримуватись сукупного поєднання технологічних та технічних аспектів розробок з економічними.

Постановка задач дослідження

Потрібен пошук дешевих, доступних, економічно вигідних видів сировини для створення різних, у томі числі антифрикційних, матеріалів, що здатні забезпечити надійність, довговічність, високу працездатність вузлів тертя при важких умовах роботи, при цьому вони повинні бути виготовлені, по можливості, за нескладною технологією та з недорогої сировини.

Такою дешевою, доступною та у необмежених кількостях сировиною є шламові відходи кольорових та чорних металів і сплавів машинобудівного та приладобудівного виробництв. Ці відходи з'являються на операціях шліфування штампів, ріжучого інструменту, кулькопідшипників, поршнів двигунів тощо, які безповоротно уходять у відвали і не використовуються у подальшому циклі виробництва [1-3].

Результати досліджень

У даній роботі показано деякі приклади використання цінних шліфувальних відходів сталей Р6М5К5, Р6М5Ф3, 4Х2В5МФ для виготовлення

якісних підшипникових матеріалів, що призначені для роботи у вузлах тертя при температурах 550-600 °С на повітрі.

Загальну технологічну схему виготовлення підшипникових матеріалів на основі сталевих шламових відходів наведено на рис. 1.

Як видно з рисунку 1, одними з головних операцій, що відкривають можливість широкого застосування цінних відходів, є операції підготовки вихідних компонентів: очищення від абразивної крихти, яка у кількості до 20% присутня у суміші з металевими частинками, сушіння від вологи та відновлювальний відпал при 900-950 °С.

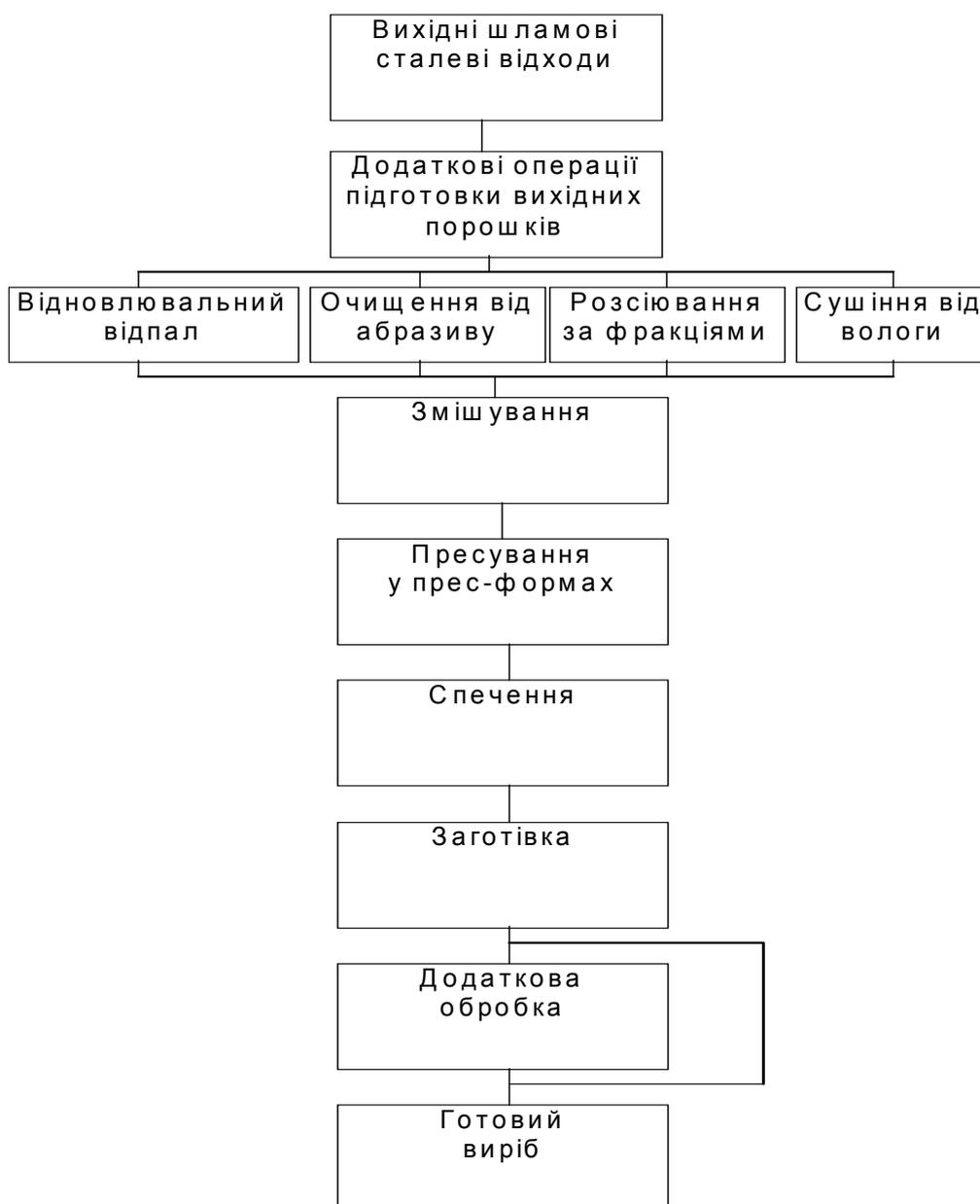


Рисунок 1 - Схема технологічного процесу виготовлення підшипникових матеріалів на основі промислових відходів сталей Р6М5К5, Р6М5Ф3, 4Х2В5МФ з домішками CaF₂.

Оскільки підшипникові матеріали призначені для роботи при температурах 550-650 °С, коли рідкі мастила непрацездатні, до вихідної шихти додавали тверду змазку CaF₂ [2].

У процесі досліджень із застосуванням простих та ефективних методів порошкової металургії були відпрацьовані технологічні режими синтезу нових матеріалів.

Матеріали з використанням порошків-відходів сталей Р6М5К5, Р6М5Ф3 і 4Х2В5МФ були отримані пресуванням і спіканням при температурах 1100-1150 °С.

Досліджувалися фізико-механічні і триботехнічні властивості нових матеріалів (табл. 1, 2). Випробування на тертя і знос проводилися для матеріалів Р6М5К5 + 5% CaF₂ та Р6М5Ф3 + 5% CaF₂ у парі зі сталлю Р18 (52-54 HRC_e), а для матеріалу 4Х2В5МФ + 5% CaF₂ - із сплавом ВТ-14 з азотованою поверхнею при навантаженнях 3-8,5 МПа, швидкості ковзання 1 м/с при 550-650 °С.

Таблиця 1 - Фізико-механічні властивості матеріалів

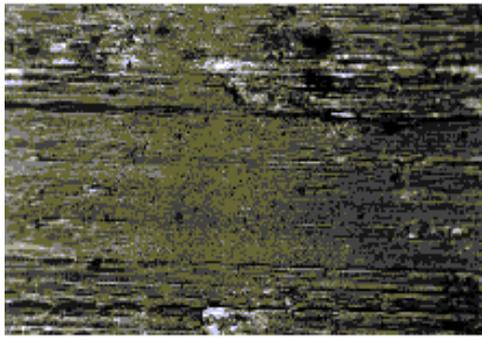
№ з/п	Склад, % мас.	$\sigma_{\text{виг}}$, МПа	α_k , Дж/м ²	НВ, МПа
1.	Р6М5К5 + 5CaF ₂	480-510	650-710	760-860
2.	Р6М5Ф3+ 5CaF ₂	520-530	640-660	770-880
3.	4Х2В5МФ + 5CaF ₂	510-520	750-800	730-760
4.	ЖГр.3М15 [4]	290-410	80-94	700-800

Таблиця 2 - Триботехнічні властивості матеріалів

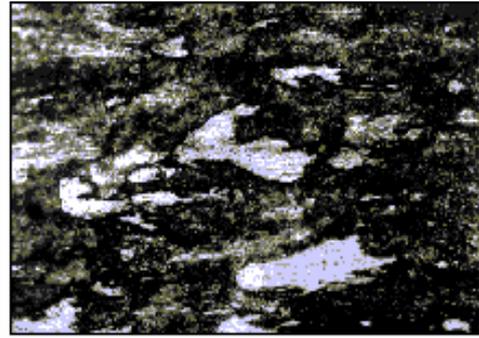
№ з/п	Склад, % мас.	Робоча температура, °С	Коефіцієнт тертя при 5МПа	Знос при 5МПа, мкм/км	Гран.-доп. навантаження, МПа
1.	Р6М5К5 + 5CaF ₂	550	0,13	26	8,5
2.	Р6М5Ф3+ 5CaF ₂	600	0,16	29	8,5
3.	4Х2В5МФ + 5CaF ₂	650	0,15	27	8,5
4.	ЖГр.3М15 [4]	400	0,29	470	3,0

Аналіз даних, поданих у табл. 1, 2, показує, що нові матеріали (поз. 1, 2, 3) у порівнянні зі застосовуваним [4] у даний час в аналогічних умовах сплавом (поз. 4) мають більш високі фізико-механічні і триботехнічні властивості і спроможні працювати при більш високих температурах і навантаженнях.

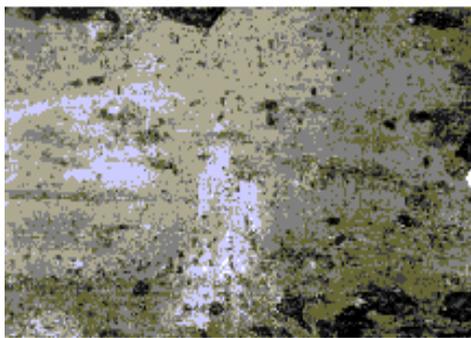
Випробування показали, що на сполучених поверхнях при терті утворюються щільні розділювальні плівки без ділянок тужавлення, що захищають поверхні від металевого контакту (рисунок. 2).



а)



б)



в)

Рисунок 2 - Поверхні тертя, $\times 200$: а) - зразка з матеріалу P6M5Φ3+5% CaF₂; б) і в) - контртіла зі сталі P18 на початку і наприкінці утворення плівки тертя.

Висновки

Одержані дані свідчать, що використання шламових легованих сталевих відходів, на прикладі створення підшипникових композитів, дозволяє не тільки отримувати якісні матеріали, а і раціонально застосовувати цінну вторинну сировину, розробляти безвідходні технології та захищати довкілля від забруднень.

Література

1 Роик Т.А. К вопросу о применении порошковых отходов для высокотемпературных узлов трения // Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение. Вып. 34, Киев, 1999. – С. 105-111.

2 Шевчук Ю.Ф., Роик Т.А. Порошковые антифрикционные материалы для работы при повышенных температурах // Порошковая металлургия, №1-2, 2001. – С. 53-58.

3 Гавриш А.П., Роик Т.А. Особенности формирования структуры и свойств подшипниковых композиционных материалов с использованием отходов стали P6M5K5 // Проблемы техники, №2, 2002. – С. 15-26.

4 Федорченко И.М., Пугина Л.И. Композиционные спеченные антифрикционные материалы. – К.: Наукова думка, 1980. – 403 с.

УДК 621.7

Ковалевский С.В., Тулупов В.И.

ДГМА, г.Краматорск, Украина

КОМБИНИРОВАННАЯ МЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЭЛЕКТРОННО-ПЛАСТИЧЕСКОГО ЭФФЕКТА

Research of influence of pulse electric currents in a zone of turning processing, on plasticity of metals and their alloys, and also on quality of the processed surface.

Введение

Совершенствование технологии обработки металлов продолжает оставаться актуальным направлением инженерной деятельности. Это определяется характером и объемом операций обработки металлов резанием в машиностроении и многих других областях промышленности.

Цель работы заключается в исследовании влияния импульсных токов, подводимых к зоне резания в условиях токарной обработки, на обрабатываемость труднообрабатываемых металлов и их сплавов, а также на качество обрабатываемой поверхности.

Предлагаемая комбинированная механическая обработка поверхностей деталей с применением импульсных токов основана на предположении возможности использования электронно-пластического эффекта, открытого в Институте физической химии АН СССР доктором технических наук Олегом Александровичем Троицким [1]. Впервые было обнаружено резкое снижение сопротивления деформированию металлических кристаллов под действием электрического тока высокой плотности в 1970 году.

Электронно-пластический эффект был исследован при волочении проволоки. В этом процессе он позволил не только резко повысить пластичность металла, но и улучшить его свойства.

При пропускании электрического тока через зону волочения медной проволоки происходит снижение усилий волочения в случае постоянного на 10-15% и в случае импульсного на 20-25%. Наблюдалось увеличение действия тока, когда направление движения дрейфа электронов совпадает с направлением движения зоны деформации [2].

Общие положения

Процесс резания металлов является сложным процессом, сопровождаемый рядом физических явлений. Слой металла обрабатываемой детали, подлежащий удалению, в процессе срезания подвергается деформациям. При обработке пластичных металлов, снимаемый слой вначале испытывает упругую деформацию, которая быстро переходит в пластическую. Доля упругой деформации по сравнению с пластической невелика. Чем предел

текучности ниже предела прочности, тем будет больше пластическая деформация.

При обработке хрупких металлов, отделение срезаемого слоя может произойти и без пластического деформирования в результате упругой деформации и отрыва. При пластической деформации происходит скольжение одних слоев относительно других по кристаллографическим плоскостям в определенных направлениях.

Как известно кристаллические решетки металлов имеют такой дефект как дислокации (краевые, винтовые рисунок 1), число которых измеряется десятками и сотнями миллионов на один кубический сантиметр объема. Присутствие дислокаций приводит к уменьшению прочности. А сама пластическая деформация есть процесс рождения, перемещения и взаимодействия дислокаций.

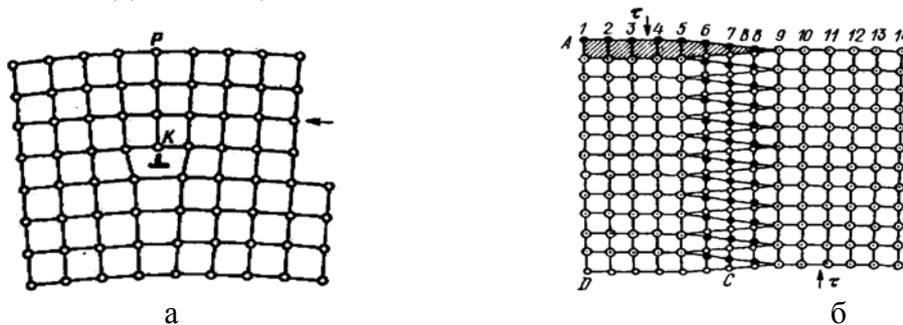


Рисунок 1 - Схема краевой (а) и винтовой (б) дислокаций.

В кристалле существуют и примеси, атомы которых скапливаются в местах дислокаций, там, где решетка искажена. Эти атомы являются препятствием для перемещения дислокаций. Поэтому, как правило, примеси и повышают прочность металла.

Чтобы дислокации смогли преодолевать этот потенциальный барьер, необходимо либо увеличить деформирующую нагрузку, либо путем нагрева детали увеличить интенсивность колебаний атомов в узлах кристаллической решетки, а можно применить электронно-пластический эффект, что по затратам энергии дешевле.

Сущность электронно-пластического эффекта заключается в использовании энергии электронов. Предполагаемый механизм электропластического эффекта состоит в том, что в процессе деформации возникают подвижные, способные преодолевать препятствия дислокации [3]. Длительность импульсов тока, подаваемых в зону резания, составляет 10^{-4} – 10^{-5} секунды, а плотность тока достигает ста тысяч ампер на квадратный сантиметр. Такой режим обеспечивается источником импульсного тока сравнительно небольшой мощности.

Электрический ток вызывает также увеличение скорости релаксации напряжений в металле и оказывается удобным технологическим фактором

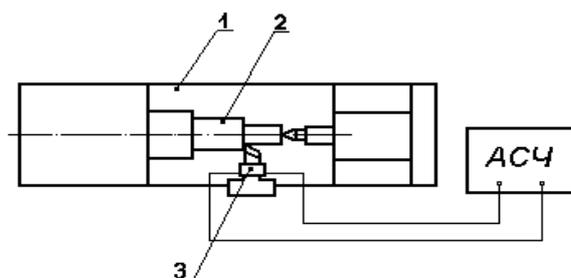
для снятия внутренних напряжений в металле. Электронно-пластический эффект также линейно зависит от плотности тока (вплоть до 10 в5-ой а/см./2) и имеет большую величину при импульсном токе, а при переменном вообще не наблюдается.

Ранее проводились исследования по резанию металлов с токами (постоянными и переменными) для разогрева поверхности детали с целью повышения ее пластичности.

Как показывают расчеты и опыт, с энергетической точки зрения введение электрического тока через резец в общем случае является нецелесообразным и не дает повышения производительности и увеличения стойкости инструмента. Последнее объясняется тем, что ввиду малых падений напряжения в месте контакта, для создания сколько-нибудь существенного нагрева необходимо вводить весьма большие токи; при этом резец оказывается, с позиций отвода тепла, в значительно более тяжелых условиях, чем обрабатываемая деталь. Поэтому происходит разогрев режущей кромки и снижение стойкости резца. При малых же токах нагрев изделия настолько ничтожен, что практически не оказывает влияния на величину усилия механического резания.

Методика проведения эксперимента

Исследуя частотный диапазон акустической эмиссии и электромагнитных колебаний, создаваемых в процессе резания можно определить частоты колебаний возникающих при разрушении связей кристаллических решеток материала заготовки (рисунок 2). А затем, подавая импульсные токи с определенной частотой можно управлять процессом резания.



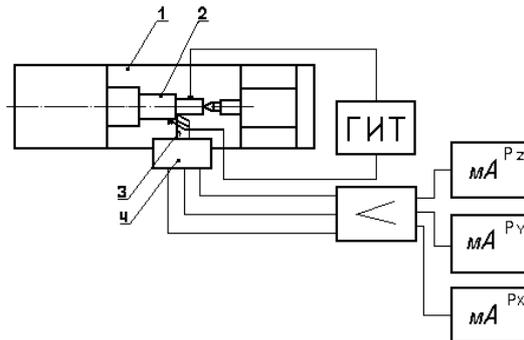
- 1- токарно-винторезный станок;
- 2- обрабатываемая заготовка;
- 3- датчик;
- АСЧ - анализатор спектра частот

Рисунок 2 - Схема установки для исследования спектра частот излучаемых в процессе резания.

Исследование влияния импульсных токов на изменение пластичности материала заготовки проводилось на лабораторной установке. В ее состав (рисунок 3) входит универсально-динамометрическая головка модели

УДМ-600, которая закрепляется на токарно-винторезном станке, генератор импульсных токов ГИТ, имеющий регулировку длительности, частоты и амплитуды импульсов, пропускаемых через зону резания, тензометрический усилитель и микроамперметрические головки.

Для проведения экспериментов был разработан генератор импульсных токов. К генератору предъявляются определенные требования: работа с импульсными токами, значительно превышающими допустимые средние значения для тиристоров, необходимость работы на повышенных частотах с большой крутизной нарастания анодного напряжения и тока через тиристор, а также регулирование длительности импульса и скважности.



- 1- токарно-винторезный станок;
- 2- обрабатываемая заготовка;
- 3- резец;
- 4- динамометрическая головка

Рисунок 3 - Схема установки для исследования влияния импульсных токов на силы резания

Схема ГИТ приведена на рисунок 4. Она выполнена на тиристоре T_1 , который управляется с помощью генератора импульсов Г5-54.

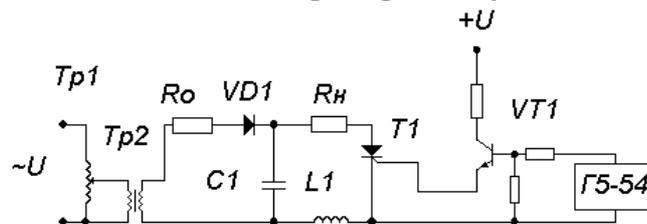


Рисунок 4 - Схема ГИТ.

Схема работает следующим образом. От питающей сети через автотрансформатор Tr_1 , трансформатор гальванической развязки Tr_2 , ограничительное сопротивление и выпрямительный диод VD_1 положительной полуволной напряжения заряжается конденсатор C_1 .

Разрядный цикл начинается при подаче запускающего импульса поступающего с генератора импульсов Г5-54 на ключ собранный на транзисторе VT_1 , который открываясь подает импульс положительной полярно-

сти на управляющий электрод тиристора T_1 . При этом тиристор открывается и конденсатор C_1 разряжается через индуктивность L_1 на R_n . Тиристор будет открыт в течение времени $t_{и}$, пока происходит разряд, а когда прямой суммарный ток (ток разряда и ток поступающий из сети) станет меньше тока удержания он заперется. Следовательно, ток, поступающий из сети через Tr_1 , Tr_2 сопротивление ограничения и выпрямляющий диод за время $t_{и}$ не должен возрасти до величины $I_{уд}$.

Скорость нарастания и амплитуда тока через тиристор регулируются с помощью силового автотрансформатора Tr_1 , частота импульсов тока выставляется на генераторе Г5-54, длительность импульсов зависит от емкости конденсатора C_1 и индуктивности L_1 .

Применяя электронно-пластический эффект в механической обработке, кроме увеличения пластичности металла с помощью импульсного тока можно получить поверхность детали с меньшей шероховатостью, чем при традиционном точении, а также уменьшить механические напряжения в поверхностном слое, что позволит повысить эксплуатационные качества детали.

Выводы

Выполнены теоретические исследования целесообразности использования электронно-пластического эффекта при обработке металлов резанием.

Предложена методика проведения экспериментальных исследований в лабораторных условиях с использованием разработанных средств получения и доставки импульсов электрического тока с изменяющейся частотой, амплитудой и скважностью.

В сочетании с механической обработкой использование электронно-пластического эффекта позволит повысить качество и точность обработки и получить ожидаемый результат за счет снижения необходимого усилия в технологической системе, повышения обрабатываемости металла, увеличения стойкости режущего инструмента, снижения износа оборудования и затрат электроэнергии. Все это способствует повышению экономичности процесса обработки резанием при сохранении требуемых показателей эффективности обработки.

Литература

- 1 Троицкий О.А., Розно А.Г. Электронно-пластическая деформация металла. Физика твердого тела, 1970.-№12 -с.203-210.
- 2 Спицын В.И., Троицкий О.А. Электронно-пластическая деформация металлов. - М.: Наука, 1985. –160 с.
- 3 Фикс В.Б. О взаимодействии электронов проводимости с одиночными дислокациями в металлах. – Журнал экспериментальной и теоретической физики, 1981, т. 80 с. 2313-2316.

УДК 621.9

Тимофеев Ю.В., Шелковой А.Н., Пермяков А.А.

Национальный технический университет «ХПИ», Харьков, Украина

МОДЕРНИЗАЦИЯ ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СТРУКТУРЫ УЧАСТКА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛИ «СТАКАН ВЕРХНИЙ»

In paper the technique of modernization of organizational and technological arrangements of a production sector by methods of simulation modeling in real-time mode on an example of reorganization of a site of processing of a detail «a Sleeve upper» is circumscribed.

Одним из путей повышения производительности, гибкости и качества механической обработки резанием является переход от поточного неавтоматизированного производства к системам обработки с использованием элементов гибких автоматизированных производств. При этом реинженеринг производственных систем является наиболее действенным механизмом создания конгломератов из действующего производства и ГПС.

Методология реинженеринга на основе имитационного моделирования [1] апробирована при модернизации участка обработки детали «Стакан верхний 150.37.102-2» (рисунок 1) на Харьковском тракторном заводе.

Первоначально организационная и технологическая структуры участка обработки изделия определены тем пространственным положением оборудования, которое оно занимает на планировке цеха и структурой технологического процесса, реализуемого на нем (рисунки 1, 2, 3).

Для реорганизации участка на основе структурного, временного и энергетического анализа процесса обработки выбран специальный многоцелевой станок модели ИР800ПМ2Ф4, который предназначен для высокопроизводительной обработки деталей из легких сплавов и черных металлов в среднесерийном и крупносерийном производстве в условиях постоянных изменений обрабатываемых изделий. При работе многошпиндельными коробками на станке можно производить сверление, резьбонарезание метчиками, а также зенкерование, развертывание точных отверстий.

Шпиндель имеет четыре диапазона частот вращения. В диапазонах 30 ... 194 и 623 ... 935 об/мин на шпинделе обеспечивается постоянный момент, а в диапазонах 195 ... 622 и 936 ... 3000 об/мин — постоянная мощность. Перемещение подвижных узлов по осям X, Y, Z осуществляется от высокомоментных электродвигателей. Реинженеринг действующего участка механической обработки детали «Стакан верхний 150.37.102-2» (рисунок 2) должен был ответить на вопрос: «В какой мере обрабатывающий центр модели ИР800ПМ2Ф4 может заменить оборудование, используемое на участке при обработке детали СТАКАН ВЕРХНИЙ?»

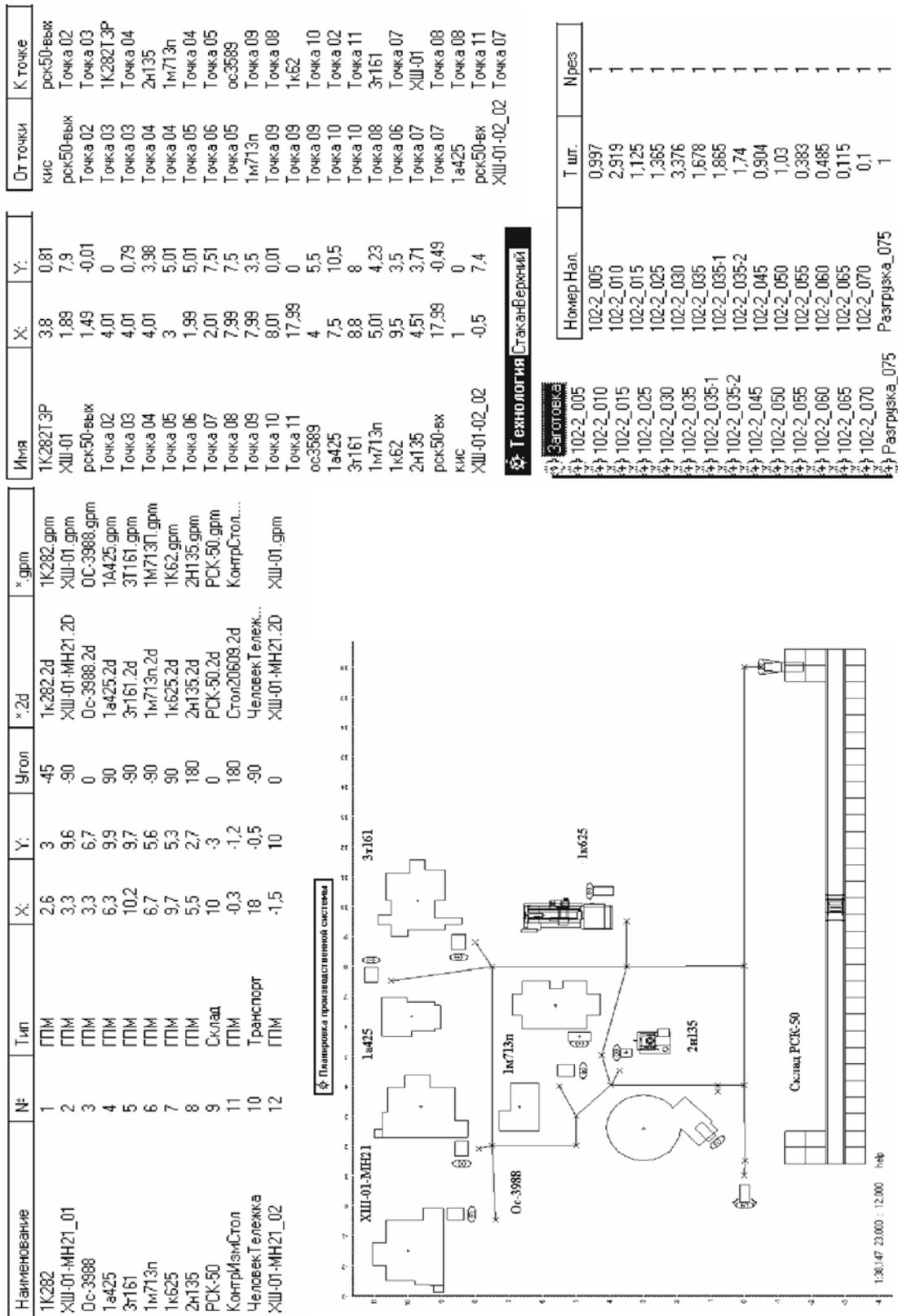


Рисунок 2 – Структура и параметры участка обработки детали «Стакан верхний 150.37.102-2»

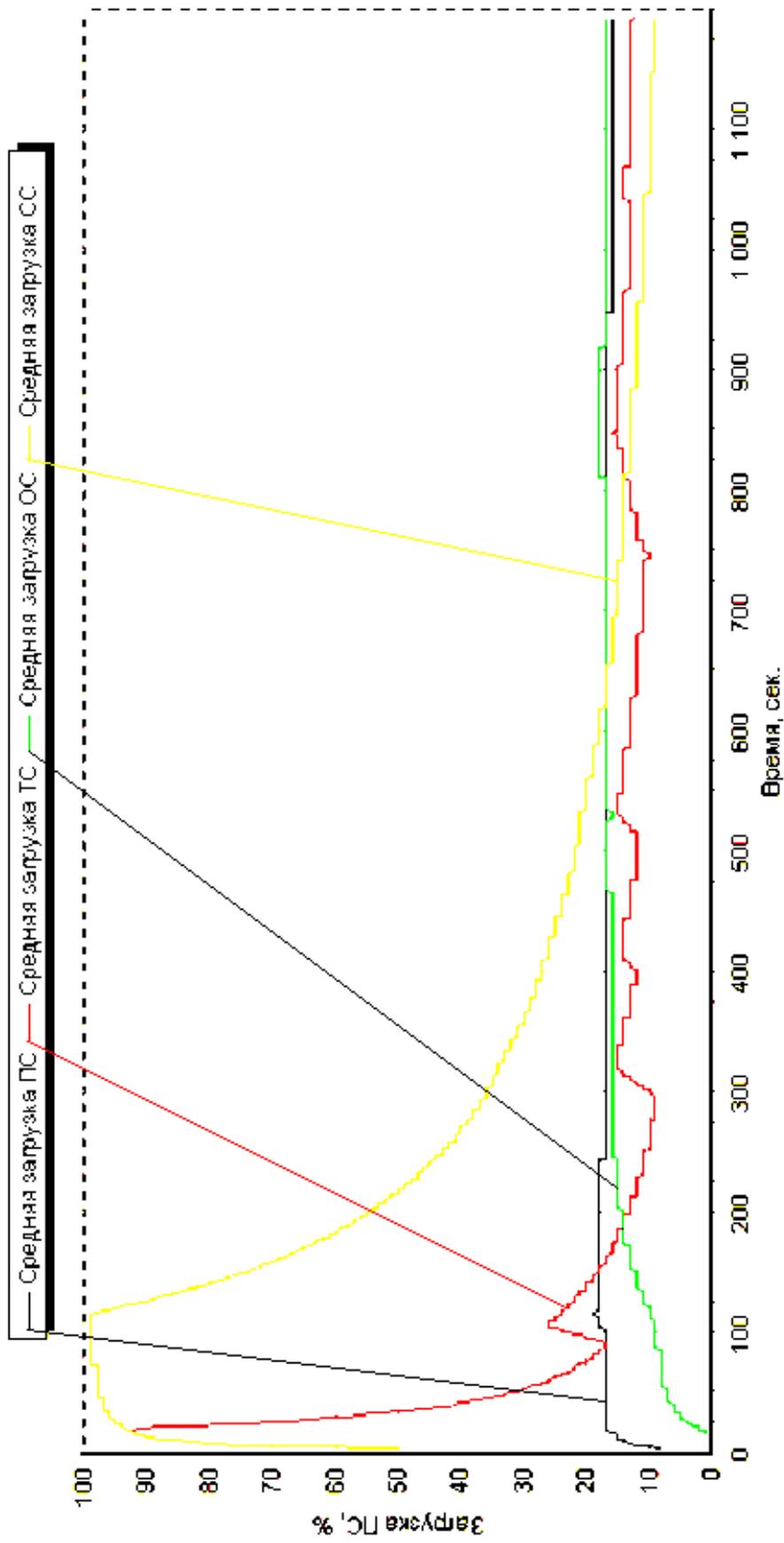


Рисунок 3 - Зависимость уровня загрузки оборудования участка обработки детали «Стакан верхний 150.37.102-2» от времени его функционирования

Реинженеринг выполнен на основе сравнительной оценки эффективности технологических процессов с жесткой и адаптивной схемами обработки (рисунок 4).

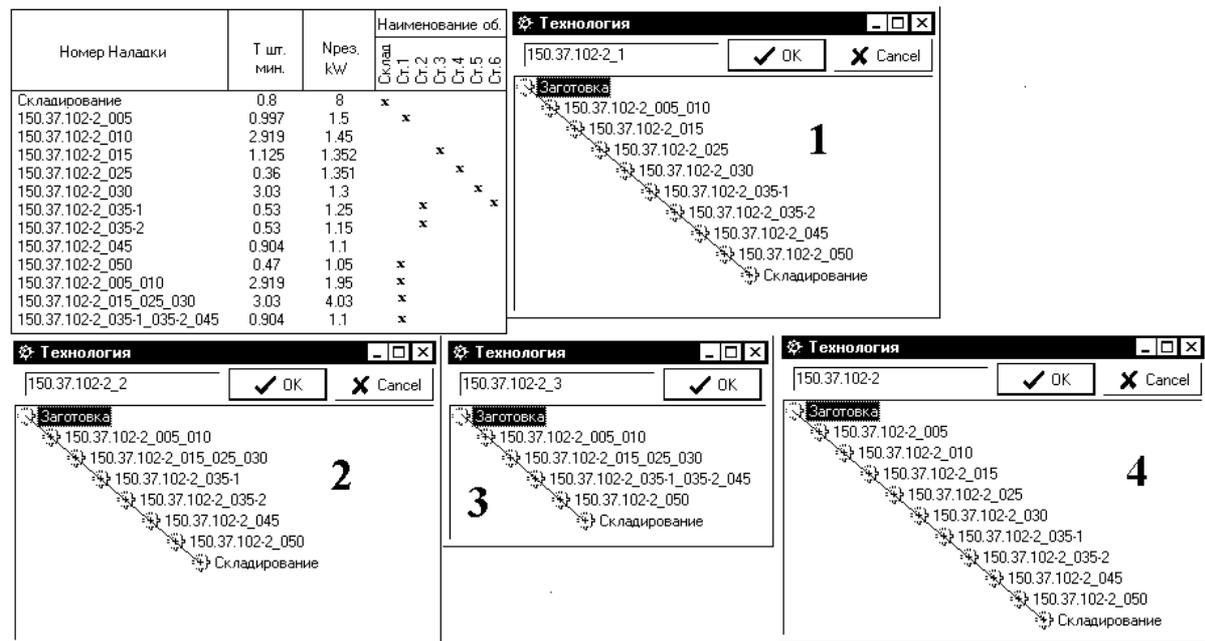


Рисунок 4 - Последовательность создания адаптивного технологического процесса обработки детали «Стакан верхний 150.37.101-2»

Особенность адаптивного технологического процесса обработки детали «Стакан верхний 150.37.101-2» состоит в возможности параллельно-последовательной концентрации технологических переходов: переходы 005 и 010 могут быть объединены в операцию 005_010; переходы 015, 025, 030 могут быть объединены в операцию 015_025_030; переходы и 035-1, 035-2, 045 могут быть объединены в операцию 035-1_035-2_045. Это обстоятельство было учтено при разработке вариантов технологических процессов обработки детали «Стакан верхний» с использованием многоцелевого станка модели IP800ПМ2Ф4 (рис. 4, варианты 1, 2, 3).

Создания имитационных моделей вариантов производственного участка (рисунки 2, 5, где 1, ... , 4 варианты планировок производственного участка и соответствующие им уровни загрузки производственной системы (ПС) и обрабатывающей подсистемы (ОС); Ст.1, ... , Ст.6 - номера рабочих мест; АТМ - автоматизированный транспортный модуль; АС - автоматизированный склад; точки 1, ... , 6 - места загрузки (разгрузки) производственного оборудования.) и их анализ осуществлены в следующей последовательности: разработаны функциональные схемы рабочих мест участка действующего производства и функциональная схема ГПМ. После чего созданы имитационные модели организационно-технологических структур рабочих мест и ГПМ.

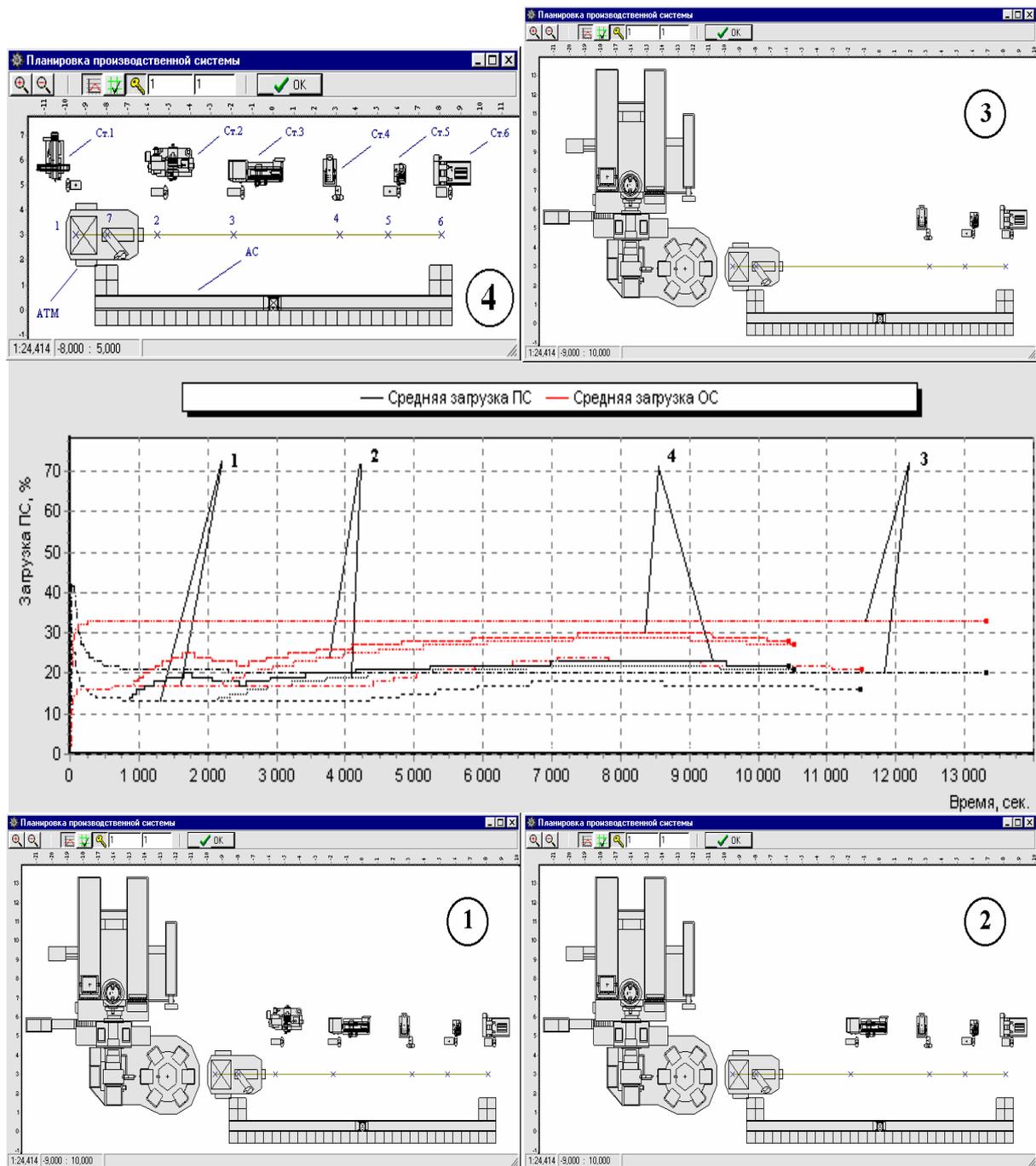


Рисунок 5 - Схема поиска оптимальной замены рабочих мест поточного неавтоматизированного производства гибким производственным модулем:

В моделях реализованы их структурно-параметрические характеристики: последовательности работы узлов станков и обслуживающего персонала; скорости перемещения исполнительных механизмов, траектории и длины перемещений. Полученные имитационные модели, в соответствии с техническими, технологическими и организационными требованиями их функционирования, были объединены в общую модель участка.

Выполнено имитационное моделирование обработки детали «Стакан верхний 150.37.101-2» производственными системами с различной компо-

новкой (рисунок 5), по результатам которого определены основные параметры систем обработки (уровень загрузки оборудования, энергетические затраты на обработку, уровень эффективности использования энергетических ресурсов).

Выводы

Анализ результатов моделирования позволил сделать следующие выводы:

-вариант компоновки участка с использованием ГПМ (рисунок 5, 3) является наиболее предпочтительным вариантом замены существующей системы обработки (рисунок 5, 4) по критерию длительности обработки;

-в оптимальном варианте планировки участка ГПМ функционально замещает два универсальных станка токарный и фрезерный, при этом уровень загрузки участка остается на том же уровне, что и у базового варианта;

-одним из ресурсов, позволивших интенсифицировать процесс обработки, явилось повышение уровня концентрации обработки (см. рисунок 5, технологический процесс - вариант 3, соответствующий схеме компоновки участка обработки рисунок 5, 3);

-проведенный анализ результатов имитационного моделирования показал, что ГПС без перестройки организационно-технической структуры может иметь большие резервы производительности. Ее основными источниками являются изменение формы технологической подготовки производства и увеличение количества транспортных модулей. Причем первое предпочтительно, так как не приводит к увеличению капитальных затрат.

Реализация изложенных выше принципов анализа эффективности функционирования производственных процессов позволила снизить энергоемкость производственных систем на 10 - 32%, уменьшить производственные площади на 25-47%, получить среднегодовую прибыль на условную единицу продукции в размере 32-136 гривен при двухсменной работе цеха за счет изменения структур технологических процессов, более рационального подбора оборудования для транспортных операций и обработки, а также выбора оптимальных трасс перемещения объектов обработки.

Литература

1 Тимофеев Ю.В., Шелковой А.Н. Имитационное моделирование в задачах организационно-технологической подготовки гибкого производства //Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут": Збірка наукових праць. Тематичний випуск Технології в машинобудуванні. - Харків: НТУ "ХПІ", 2003. - №9, т.1. - С.77-84.

Бурыкин В.В., Клименко С.А.

ОАО «Большевик», ИСМ НАН Украины, г. Киев, Украина

АНАЛИТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ПОРИСТОСТИ НАПЫЛЕННОГО МАТЕРИАЛА НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

The results are given of investigations into the microgeometry of the surfaces of porous workpieces. The arithmetical mean deviation of the surface roughness has been related to the porosity and depth of pores of the workpieces.

Введение

Одним из эффективных направлений создания конкурентоспособных изделий и повышения долговечности машин является технологическое обеспечение оптимальных значений параметров шероховатости поверхностного слоя. Широкими возможностями в формировании микрогеометрии поверхностных слоев деталей машин обладает метод полирования лепестковыми кругами. Однако, при финишной механической обработке напыленных материалов наличие пор нарушает сплошность металла, и поэтому с увеличением пористости заметно снижаются параметры качества напыленной поверхности и механические свойства покрытий. Кроме того, поры в покрытиях играют роль концентраторов напряжений и снижают антикоррозионную стойкость материала. Поэтому наличие пор в покрытиях, с одной стороны, является не желательным, а для некоторых изделий, например конструкций, работающих под высоким давлением, вообще недопустимо [1], с другой — поры улучшают эксплуатационные свойства поверхностей трения, так как играют роль смазочных карманов [2].

Анализ исследований и публикаций

Одной из важнейших проблем при обработке пористых материалов является обеспечение контроля параметров шероховатости поверхностного слоя. Это направление требует развития, так как имеется объективная необходимость в оперативных средствах контроля геометрических параметрах микрогеометрии поверхности деталей машин с напыленным поверхностным слоем. Для таких изделий пористость — одно из специфических свойств поверхностного слоя, которая зависит от метода механической обработки и оказывает существенное влияние на величину параметров микрогеометрии поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин. Однако до настоящего времени многие вопросы,

относящиеся к влиянию пористости покрытия на шероховатость поверхности, остаются невыясненными или спорными.

Отмеченные вопросы находят отражение в разработках, выполняемых НАН Украины, в государственных научно-технических программах Министерства образования и науки Украины.

Анализ ряда исследований [3] указывает, что при шлифовании алмазными лентами на поверхности деталей с керамическим покрытием имеются поры различной величины, превышающие глубину абразивных царапин, оставшихся после обработки. Авторами работ установлено, что значение параметра Ra для покрытия одного вида определяется наличием в нем единично крупных редко расположенных пор, для покрытия другого вида — наличием множества мелких густо расположенных пор. Превышение регистрируемой показывающим прибором величины шероховатости Ra над ее действительным значением, формируемым при шлифовании алмазными блоками АЛШЛ плазменных покрытий ПГСР-3, ПГСР-4, ХВС-7, $Al_2O_3+TiO_2$ достигает 45–185 % в зависимости от характеристик применяемого инструмента.

Целью настоящего исследования было изучение влияние пористости на микрогеометрию поверхностного слоя напыленных плазменных покрытий, обработанных лепестковыми кругами.

Результаты исследований

Для исследований использовали образцы из стали марки 40Х с напыленными плазменными покрытиями из порошковых высоколегированного сплава ХВС-3 и никельалюминиевого сплава ПН85Ю15 с пористостью соответственно 7–12 % и 4–6 %, обработанные кругами 1А1 АС2 50/40–4 В3-06.

Пористость материала плазменных покрытий обуславливает сложность определения микрогеометрических параметров обработанной поверхности. Пory завышают реальное значение интегральных параметров шероховатости поверхности, найденные с помощью профилографов-профилометров. В интегральные значения величины геометрических характеристик поверхности включаются параметры хаотически расположенных пустот, их количества на обработанный поверхности детали.

При разработке математического аппарата для оценки параметров шероховатости поверхности во многих случаях принимается нормальный закон распределения ординат профиля неровностей. Однако, анализ профилограмм с пористых поверхностей свидетельствует о явно ненормальном законе распределения ординат профиля неровностей и

показывает, что в зависимости от уровня сечения совокупность ординат профиля может быть условно разделена на два участка — в шероховатом слое и в порах.

Для оценки параметров шероховатости обработанных пористых поверхностей, в частности плазменных покрытий, в работе [4] разработаны предпосылки для создания расчетно-экспериментальной методики, учитывающей данные по параметрам неровностей для случая отсутствия пор (максимальная величина неровностей профиля поверхности на участке без пор R'_{max}) и характеристики пор (пористость K , максимальная глубина пор R''_{max}). При этом под порой понимается геометрическое искажение профиля поверхности ниже шероховатого слоя (без учета пористости).

В соответствии с рисунком 1, ордината профиля ОХ разбивается на два участка - в пределах шероховатого $0-R'_{max}$ и пористого слоя $R'_{max}-R''_{max}$. На первом участке опорная кривая (P) определяется по зависимости

$$P = b \cdot \left(\frac{x}{R'_{max}} \right)^v \cdot (1 - K), \quad (1)$$

где x — уровень сечения профиля; R'_{max} — максимальная высота неровностей без учета наличия пор; b, v — параметры степенной аппроксимации начального участка опорной поверхности профиля без пор.

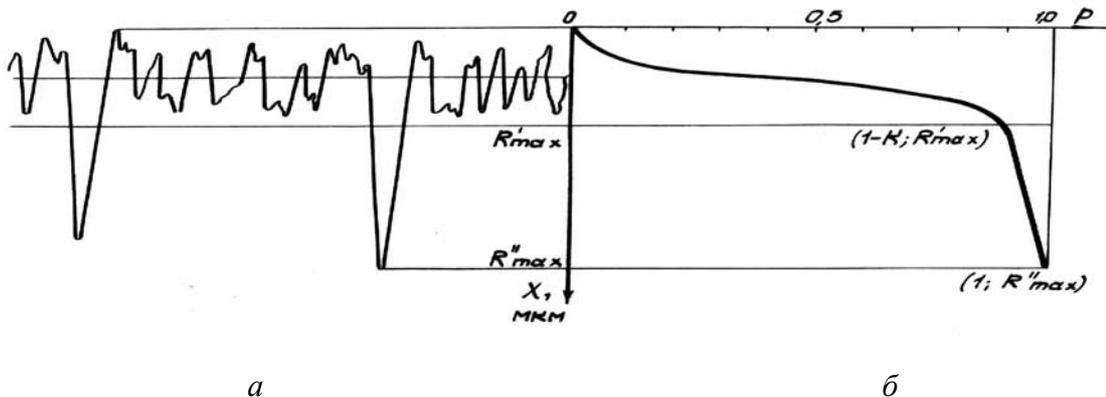


Рисунок 1- Профиль неровностей пористой поверхности (а) ($ВУ=20000$; $ГУ=200$) и кривая опорной поверхности с совокупной порой (б).

Представив все поры на поверхности исследуемого образца в качестве единой совокупной поры в виде кругового конуса либо пирамиды, обращенной в глубину обработанного материала, высота которой соответствует глубине максимальной поры, а площадь основания — сумме площадей всех пор в материале, сечение совокупной поры будет иметь вид треугольника, основание которого соответствует сумме всех отрезков в пределах исследуемого сечения поверхности, отвечающих порам, а высота которой

соответствует глубине максимальной поры. В этом случае, на втором участке опорная кривая (P) рассчитывается по формуле

$$P = cx + d, \quad (2)$$

где c, d — коэффициенты линейного уравнения.

Коэффициенты линейной зависимости (2) определяются из следующих соображений.

Опорная кривая проходит через точки с координатами $(1; R''_{\max})$ и $(1-K; R'_{\max})$, что позволяет записать систему линейных уравнений:

$$\begin{cases} 1 = cR''_{\max} + d \\ 1 - K = cR'_{\max} + d \end{cases} \quad (3)$$

и откуда выражения для коэффициентов имеют вид

$$c = \frac{K}{R''_{\max} - R'_{\max}}, \quad (4)$$

$$d = 1 - \frac{K}{R''_{\max} - R'_{\max}}. \quad (5)$$

Опорная кривая обработанной поверхности является функцией распределения вероятностей (P) наличия, не срезанного при обработке материала на уровне x , таким образом

$$P = \begin{cases} (1 - K) \cdot b \cdot \left(\frac{x}{R'_{\max}} \right)^v, & \text{на участке} \\ cx + d \end{cases} \quad (6)$$

$$0 \leq x \leq R'_{\max}$$

$$R'_{\max} \leq x \leq R''_{\max}$$

Пользуясь зависимостью (6), можно определить текущие значения t_p для всех ординат профиля x от 0 до R''_{\max} .

Среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости обработанной поверхности определяется как первый абсолютный центральный момент распределения ординат профиля [5], интегральная функция которого имеет вид

$$Ra = \int_{-\infty}^{+\infty} |x - m_x| P'(x) dx, \quad (7)$$

где, m_x — математическое ожидание величины x ;

$P'(x)$ — плотность распределения величины x .

Величина математического ожидания ординат профиля определяется из уравнения

$$m_x = \int_{-\infty}^{+\infty} x P'(x) dx \quad (8)$$

Плотность распределения величины x определяется выражением

$$P'(x) = \begin{cases} (1-K) \cdot vb \cdot \frac{x^{v-1}}{R'_{\max}{}^v} \\ c \end{cases}, \text{ на участке} \quad (9)$$

$$0 \leq x \leq R'_{\max}$$

$$R'_{\max} \leq x \leq R''_{\max}$$

Учитывая, что функция $P'(x)$ на различных участках описывается аналитическими зависимостями, то

$$m_x = \frac{m'_x \cdot R'_{\max} + m''_x \cdot (R''_{\max} - R'_{\max})}{R''_{\max}} \quad (10)$$

Определим значения m'_x и m''_x :

$$m'_x = \int_0^{R'_{\max}} (1-K) \cdot vb \cdot \left(\frac{x}{R'_{\max}}\right)^v dx = \frac{(1-K) \cdot vb \cdot R'_{\max}}{1+v} \quad (11)$$

$$m''_x = \int_{R'_{\max}}^{R''_{\max}} c dx = c(R''_{\max} - R'_{\max}) = K \quad (12)$$

После подстановки в уравнение (8) получим

$$\begin{aligned} m_{\delta} &= \frac{(1-K) \cdot vb \cdot (R'_{\max})^2}{1+v} + K \cdot (R''_{\max} - R'_{\max}) \\ &= \frac{(1-v) \cdot vb \cdot (R'_{\max})^2 + K \cdot (R''_{\max} - R'_{\max})(1+v)}{R''_{\max} (1+v)} \end{aligned} \quad (13)$$

Подставляя численное значение m_x в (4) получаем величину опорной длины на уровне средней линии — t_m .

Возвращаясь к определению Ra , получим:

$$Ra = \int_0^{R''_{max}} |x - m_x| P'(x) dx = Ra_1 + Ra_2 + Ra_3 \quad (14)$$

После соответствующих преобразований имеем:

при $m_x \geq R'_{max}$

$$Ra_1 = \int_0^{R'_{max}} (m_x - x) P'(x) dx = (1 - K) b \left(m_x - \frac{\nu}{\nu + 1} R'_{max} \right), \quad (15)$$

$$Ra_2 = \int_{R'_{max}}^{m_x} c(x - m_x) dx = \frac{1}{2} c (m_x - R'_{max})^2, \quad (16)$$

$$Ra_3 = \int_{m_x}^{R''_{max}} c(x - m_x) dx = \frac{1}{2} c (R''_{max} - m_x)^2 \quad (17)$$

при $m_x < R'_{max}$

$$Ra_1 = \int_0^{m_x} (m_x - x) P'(x) dx = \frac{(1 - K) b m_x^{\nu+1}}{(\nu + 1) R'^{\nu}_{max}}, \quad (18)$$

$$Ra_2 = \int_{m_x}^{R'_{max}} c(x - m_x) (1 - K) \nu b \frac{x^{\nu-1}}{R'^{\nu}_{max}} dx = \quad (19)$$

$$= (1 - K) b \left[\frac{\nu}{1 + \nu} R'_{max} - m_x + \frac{m_x^{\nu+1}}{R'^{\nu}_{max} (1 + \nu)} \right],$$

$$Ra_3 = \int_{R'_{max}}^{R''_{max}} c(x - m_x) dx = \frac{1}{2} c (R''_{max} - R'_{max}) \cdot \quad (20)$$

$$(R''_{max} + R'_{max} - 2m_x)$$

Для математической обработки результатов экспериментальных исследований разработана программа на ПЭВМ.

На рисунке 2 представлены зависимости среднего арифметического

отклонения профиля обработанной поверхности покрытия от наибольшей высоты профиля на участке без пор и параметров пористости поверхностного слоя. Анализ полученных результатов показывает, что среднее арифметическое отклонение профиля поверхности (Ra) в значительной мере определяется геометрическими параметрами пор в обрабатываемом материале.

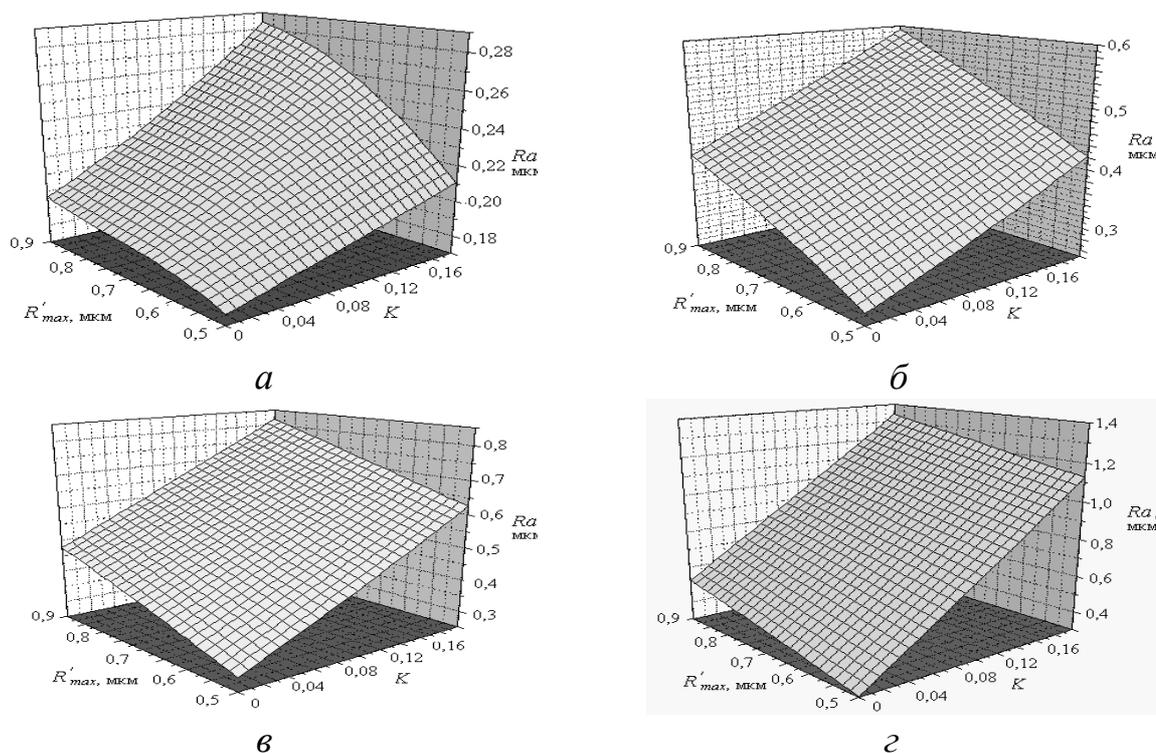


Рисунок 2 - Влияние открытой пористости покрытия и максимальной высоты неровностей на участке без пор на величину среднего арифметического отклонения профиля пористой поверхности при $b = 1,0$, $v = 1,8$; а — $R''_{max} = 1$ мкм; б — $R''_{max} = 3$ мкм; в — $R''_{max} = 5$ мкм; г — $R''_{max} = 10$ мкм;

Применительно к процессу лепесткового полирования напыленного покрытия повышение параметра шероховатости поверхности Ra в результате учета пористости при $K = 4\%$; $Ra''_{max} = 1-10$ мкм; $R'_{max} = 0,5$ мкм составляет 105–160 % и при $R'_{max} = 0,9$ мкм — 110–130 %; при $K = 8\%$ — соответственно 110–210 % и 115–165 %. При изменении K до 20 % происходит увеличение Ra соответственно на 120–365 % и 145–260 %.

Как видно из полученных результатов, при большой величине неровностей на плато, влияние пористости на величину высотных параметров шероховатости с порами менее значимо.

Глубина пор значительно изменяет значения высотных параметров

шероховатости поверхности. С ростом глубины пор это влияние увеличивается. При $K = 4 \%$; $Ra''_{max} = 1-10$ мкм; $R'_{max} = 0,5$ мкм увеличение Ra составляет 175–275 %, при $R'_{max} = 0,9$ мкм — 265–320 %.; при $K = 8 \%$ — соответственно 340 % и 375 %. При изменении K до 20 % увеличение высоты неровностей составляет соответственно 535 % и 475 %.

Выводы

Оценив по предложенной методике шероховатость поверхности изделия из пористого материала, можно назначить режим обработки и выбрать инструмент, который обеспечил бы заданную шероховатость, величина которой должна корректироваться, исходя из коэффициента пористости и глубины пор в обрабатываемом материале.

Таким образом, результаты теоретических исследований образования параметров состояния поверхностного слоя при обработке пористых материалов позволяют установить взаимосвязь параметров микрогеометрии поверхности с условиями их обработки, научно обоснованно подойти к их обеспечению.

Литература

- 1 Пацкевич И. Р., Деев Г.Ф. Поверхностные явления в сварочных процессах.— М.: Металлургия, 1974.—120 с.
- 2 Газотермические покрытия из порошковых материалов: Справ. / Ю.С. Борисов, Ю.А. Харламов, С.Л. Сидоренко, Е.Н. Ардатовская, — К.: Наук. думка, 1987.— 544 с.
- 3 Покладий Г.Г., Олейников А.Б. Оценка шероховатости обработанной поверхности газотермических покрытий // Сверхтвердые материалы.—1988.—№1.—С. 58–59.
- 4 Бурькин В.В., Клименко С.А. Влияние пористости напыленного покрытия на шероховатость обработанной поверхности // Технологии и инструмент из СТМ в автомобильной и авиационной промышленности: Сб. мат. науч.-техн. семинара, 16–18 декабря 1997 г., Киев.— Киев: АТМ Украины, 1997.—С. 5–7.
- 5 Хусу А.П., Витенберг Ю.П., Пальмов В.А. Шероховатость поверхностей. Теорет. вероятностн. подход.— М.: Наука, 1975.—343 с.

УДК 621.883

Водолазская Е. Г., Искрицкий В. М., Водолазская Н. В.

ДГМА, ДонНТУ, г. Краматорск, г. Донецк, Украина

ВЫБОР ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ БЛОКОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ДЛЯ СБОРКИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

The impact of a two-mass system with gaps cloning a handwheel and a dressing block rarely percussive a box wrench is reviewed. The calculus of different modes of impact is conducted. The conditions of their appearance are determined, when they take place.

Введение

Технологическое оборудование и оснастка содержат множество крепежных деталей различного диаметра, сборка которых требует применения специальных блоков технологического воздействия. Эти блоки могут быть выполнены в виде гайковертов ударно-вращательного действия, в которых накопленная вращающимся маховиком энергия передается в резьбовое соединение в результате периодических ударов бойка по кулачкам связанной с гайкой наковальни. При этом достижение заданных эксплуатационных характеристик собираемых машин возможно лишь при осуществлении затяжки крепежных деталей до предусмотренных технологией моментов затяжки. Для оценки степени ударной затяжки крепежных деталей необходимо решить проблему правильного определения энергетических параметров гайковертов, добиваясь еще в процессе их разработки и проектирования, достижения оптимального значения реализуемой энергии.

Целью работы является определения энергетических параметров блоков технологического воздействия в виде гайковертов, проектируемых для сборки резьбовых соединений различного технологического оборудования.

Основное содержание и результаты работы

В качестве главного параметра гайковерта используется энергия единичного удара A_e , т.е., послеударная энергия его элементов (наковальни с присоединёнными к ней ключом с гайкой). Этот энергетический параметр достаточно стабильный в течение всего процесса сборки, он позволяет оценивать технико-эксплуатационные характеристики гайковертов. На его основе устанавливаются зависимости для определения нагружения затягиваемого резьбового соединения, т.е., необходимого числа ударов гайковерта для достижения расчётного момента затяжки [1].

При проектировании и разработке гайковерта с заданными эксплуатационными характеристиками возникает необходимость расчетным путем определять энергию единичного удара, как последующую энергию ударяемых элементов: $A_e = T_H \cdot K_3$, где T_H – послеударная кинетическая энергия

наковальни; K_3 – коэффициент, учитывающий потери энергии, обусловленные наличием зазоров в соединении соударяемых элементов.

Рекомендуется [2] в зависимости от числа Z зазоров рассчитывать этот коэффициент по формуле: $K_3 = (1-0,1)^Z$.

При этом важно подобрать оптимальные режимы соударения: кинематические, геометрические и инерциальные характеристики элементов, обеспечивающие максимальное значение коэффициентов передачи энергии: $\eta = T_H/T_M$, где T_H – послеударная энергия наковальни; T_M – энергия маховика перед ударом.

Одним из факторов влияющих на величину передаваемой наковальне части энергии маховика, является способ введения бойка в зацепление с наковальней. В гайковертах с принудительным кинематическим зацеплением (например, с винтовым перемещением бойка), где энергия передается за одно соударение в ударном цикле, коэффициент передачи энергии равен соотношению последующей энергии наковальни и маховика:

$$\eta = \frac{T_H}{T_M} = \frac{\mu(1+R)^2}{(1+\mu)^2},$$

где R – коэффициент восстановления скорости при ударе; $\mu = I_H/I_M$ – соотношение моментов инерции наковальни и маховика.

В гайковертах с силовым зацеплением, где выведение бойка из зацепления с наковальней регламентируется не их относительным положением, а скоростью маховика, передача энергии ударяемому телу осуществляется в процессе ряда повторных соударений, происходящих в пределах ударного цикла. Для установления условий появления повторных соударений, их оценки рассмотрим процесс соударения двухмассовой системы с двумя ударными парами в плоскостях зазоров S_1 и S_2 (рисунок 1), где тело A массой m_A имитирует маховик с моментом инерции I_M , а тело B массой m_B – наковальню с присоединенными ключом и гайкой, суммарный момент инерции которых I_H , а суммарная величина зазоров $S = S_1 + S_2$ соответствует углу раствора кулачков наковальни с введенным туда бойком.

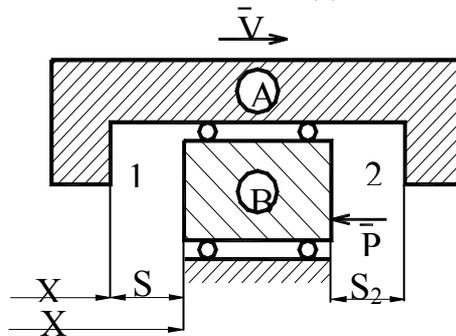


Рисунок 1 – Модель процесса соударения двухмассовой системы.

Ударяющее тело A , двигаясь с начальной скоростью $V=V_0$, в начальный момент времени наносит удар по неподвижному ударяемому телу B в зазоре S_1 . Применяя известные [3] зависимости послеударных скоростей $V_{акт}$ ударяющего и $V_{пас}$ ударяемых тел:

$$V_{акт} = \frac{U_A (1 - R\mu) + U_B (1 + R)\mu}{(1 + \mu)}, \quad V_{пас} = \frac{U_A (1 + R) + U_B (\mu - R)}{(1 + \mu)}$$

где U_A, U_B - скорости до удара соответственно тел A и B .

Можно установить, что в результате этого соударения:

$$V_{B1} = \frac{V_0 (1 + R)}{1 + \mu} \text{ будет больше скорости. } V_{A1} = \frac{V_0 (1 - R\mu)}{1 + \mu}.$$

При условии отсутствия сопротивления движению тел через некоторый промежуток времени тело B догонит тело A и нанесет удар в зазоре 2,

после чего тело A приобретает скорость $V_{A2} = \frac{V_0 \left(\frac{1 + R}{1 + \mu} \right)^2}{1 + \mu}$, которая

превысит скорость тела B $V_{B2} = \frac{V_0 \left(\frac{1 - R}{1 + \mu} \right)^2}{1 + \mu}$. Их относительная скорость

$\Delta V = \frac{V_0}{1 + \mu} R^2$ с увеличением числа R соударений будет приближаться к

нулю, а скорость тел будут стремиться к одинаковым значениям

$V_A = V_B = \frac{V_0}{(1 + \mu)}$. Тогда коэффициент передачи энергии при таком режи-

ме соударения будет меньше от такого же коэффициента при одиночном

ударе и составит: $\eta = \frac{\mu}{(1 + \mu)^2}$.

При выполнении технологической операции ударной затяжки резбового соединения ударяемое тело B рассматриваемой модели тормозится силой трения P , которую в пределах одного ударного цикла можно в первом приближении считать постоянной, следовательно тело B совершает равнозамедленное движение с ускорением $a=P/m_B$.

Анализ движения рассматриваемой ударной системы при наличии сопротивления позволяет установить три различных режима соударения [4, 5]:

-режим поочередных соударений в противоположных зазорах;

-режим повторных соударений по заторможенному ударяемому телу;

-бесконечно ударный безостановочный режим.

При незначительной тормозящей силе P и небольших зазорах, когда

замедление $a \leq \frac{V^2}{2S}$ будет также осуществляться режим поочерёдных соударений в противоположных зазорах. Как видно из ранее рассмотренного случая, при таком режиме, коэффициент передачи энергии в результате соударений в зазоре 2 уменьшается, что значительно снижает энергоёмкость гайковёрта. При проектировании ударных гайковёртов для недопущения такого режима необходимо правильно назначать величину углового зазора между бойком и кулачками наковальни. Если возможность поочерёдных соударений в противоположных зазорах конструктивно устранена, то при условии $R > \frac{1}{1+2\mu}$ будут происходить повторные соударения в за-

зоре 1 по заторможенному ударяемому телу B . При таком ударном режиме в течение полного ударного цикла ударяемое тело приобретает кинетическую энергию $T_B = \frac{m_B V_0^2 (1+R)}{2\mu[2+\mu(1-R)]}$, а коэффициент передачи энергии будет равным $\eta_{\text{ост}} = \frac{(1+R)}{2+\mu(1-R)}$. Соударение в зазоре 1 по движущемуся ударяемому телу будет происходить при небольших соотношениях инерционных параметров соударяемых тел, когда $\mu < \frac{(1-R)}{2R}$. При таком бесконечно ударном безостановочном режиме послеударные скорости соударяемых тел стремятся к общему значению, и через промежуток времени $\tau = \frac{2V_0 R}{\mu(1-R)}$ в результате «слипания» начинают совместное движение с об-

щей «послеударной» скоростью: $V_{\text{ПВ}} = \frac{V_0 [1-R(1+2\mu)]}{(1+\mu)(1-R)}$. В результате се-

рии соударений на первом этапе ударного цикла на преодоление силы торможения до «слипания» расходящаяся энергия:

$$T_y = \frac{2m_B V_0^2 R [1-R(1+\mu)]}{(1+\mu)(1-R)^2}$$

На втором этапе ударного цикла после «слипания» до полной остановки системы затраченная энергия составит:

$$T_{\text{ПУ}} = \frac{2 m_A V_0^2 [1 - R(1 + 2\mu)]}{(1 + \mu)(1 - R)^2}.$$

Суммарная кинетическая энергия, реализуемая на двух этапах ударного цикла при бесконечно ударных безостановочном режиме:

$$T_{\Sigma} = \frac{m_A V_0^2}{2(1 + \mu)}.$$

Таким образом, при бесконечно ударном безостановочном режиме за два этапа ударного цикла величина переданной

ударяемому телу энергии может быть равной: $T_{\Sigma} = T_Y + T_{\text{ПУ}} = \frac{m_A V_0^2}{2(1 + \mu)}$ при

условии, что процесс передачи энергии не будет прерван до полной остановки системы. Такой ударный режим с энергетической точки зрения является оптимальным. Коэффициент передачи энергии в этом случае не зависит от коэффициента восстановления скорости и принимает такое же значение, как и при абсолютно неупругом ударе: $\eta = \frac{1}{(1 + \mu)}$.

Результаты анализа рассмотренных ударных режимов графически представлены на рисунке 2, где сплошными тонкими линиями показаны зависимости коэффициента η передачи энергии от инерционного параметра μ при одиночном ударе, штриховой тонкой линией – такая же зависимость при поочерёдных соударениях в противоположных зазорах, жирной сплошной линией – коэффициент передачи энергии при бесконечно ударном безостановочном режиме, а штриховой линией – изменение этого коэффициента при режиме повторных соударений по заторможенному ударяемому телу.

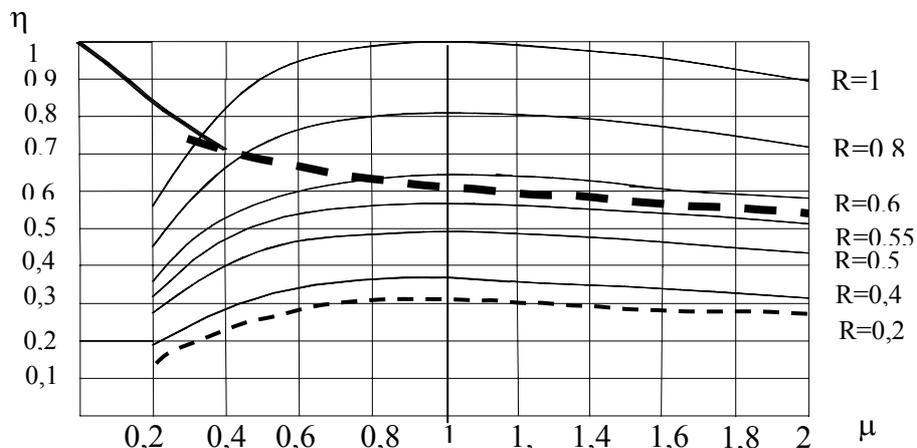


Рисунок 2 -Зависимость коэффициента η передачи энергии от инерционного параметра μ

Две последние кривые построены для случая соударения стали о сталь, когда коэффициент восстановления скорости $R=0,5\dots0,6$, а бесконечно ударный безостановочный режим осуществляется при $\mu \leq 0,5$, а режим соударений по заторможенной массе при значении $\mu = 0,35\dots1,8$. Построенные зависимости позволяют установить, что при разработке ударных гайковёртов для достижения большей энергоёмкости следует выбирать инерционные параметры соударения элементов в пределах $\mu = 0,15\dots0,4$, обеспечивая снижение веса всей конструкции за счёт уменьшения массы наковальни и высокий коэффициент передачи энергии.

Выводы

В результате проведенных исследований получены аналитические зависимости для определения энергии единичного удара при возможных режимах соударения блоков технологического воздействия в виде гайковёртов. Установлено, что передача энергии от маховика к наковальне таких гайковёртов может происходить в различных ударных режимах, появление которых определяется коэффициентом восстановления скорости при ударе и соотношением моментов инерции наковальни (с ключом и гайкой) и маховика. На основании анализа зависимости коэффициента передачи энергии при каждом режиме получено, что максимальная энергоёмкость гайковёрта достигается при бесконечно ударном безостановочном режиме, когда происходит квазипластический удар. Для достижения такого ударного режима рекомендуется при разработке гайковёртов, используемых при монтаже и ремонтах технологического оборудования, назначать метрические размеры наковальни и маховика такими, чтобы соотношение их моментов инерции находилось в пределах $0,15\dots0,4$, чем обеспечивается передача наковальне (70...90%) энергии маховика.

Литература

- 1 Водолазська Н., Водолазська О., Искрицкий В. Проблеми автоматизації складання різевих з'єднань //Машинознавство.- Львів, 2001. - №11(53). - С. 51-53..
- 2 Гельфанд М. Л., Ципенюк Я. И., Кузнецов О. К. Сборка резьбовых соединений. – М.: Машиностроение, 1978. – 109 с..
- 3 Кобринский А. Е., Кобринский А. А. Виброударные системы. М.: Наука, 1973., – 592с.
- 4 Водолазская Е.Г., Искрицкий В.М, Водолазская Н.В. Энергетический анализ процесса затяжки резьбовых соединений редкоударными гайковёртами. //Research and development in chemical and mechanical industry. RaDMI 2002. Proceedings. Volume 1: Vrnjačka Banja. Yugoslavia. 01 – 04 September, 2002. – P. 464-469.
- 5 Vodolazskaya E., Iskrizkiyi V, Vodolazskaya N., The analysis of influencing of modes of impact of members rarely percussive a box wrench on the power characteristics //Research and Development in Mechanical Industry. Proceedings. Vol. 1: Herceg Novi. Serbia and Montenegro, 2003. – P. 573-577.

УДК 621.883

Фесенко А.Н., Приходько О. В., Перепадя О. А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ СОСТАВЛЯЮЩИХ ШИХТЫ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ КАЧЕСТВЕННЫХ ЛИТЕЙНЫХ ЧУГУНОВ ДЛЯ ИЗДЕЛИЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

The description of algorithm of the automated calculation and optimization of furnace charge components for reception qualitative cast iron is resulted

Эксплуатационные свойства чугуновых отливок во многом определяются химическим составом заливаемого сплава и содержанием в нем вредных примесей и газов. В свою очередь, содержание основных химических элементов в чугуне, влияющих на эксплуатационные свойства отливок, зависит от применяемых шихтовых материалов.

Для выплавки чугуна используется обширная номенклатура шихтовых материалов, различающихся по химическому составу, физическим свойствам, размерам и стоимости, а также по влиянию на основные свойства выплавленного сплава. Шихта для получения одного и того же сплава может быть составлена из различных комбинаций исходных шихтовых материалов. Задача расчета металлической шихты в общем случае заключается в определении такого соотношения между выбранными шихтовыми материалами с учетом их природы, технической возможности плавки, запаса и стоимости, которое обеспечивает получение сплава заданного химического состава и свойств в соответствии с ГОСТами при высоких технико – экономических показателях. Оптимальное содержание химических элементов в сплаве обуславливается так же толщиной стенок конкретных чугуновых отливок, материалом литейной формы, и другими технологическими факторами литья (термовременной обработкой расплава, модифицированием расплава, температурой заливки), а также рядом других факторов, например, «генетической наследственности» сплава.

С практической точки зрения, для получения заданных свойств сплава для конкретных отливок и условий производства было бы полезно максимально использовать названные выше факторы уже при выборе компонентного состава шихты.

С целью оптимизации составляющих шихты для получения чугуновых отливок были разработаны методика, алгоритм и программа компьютерного расчета шихты. Схема алгоритма разработанной программы представлена на рис. 1.

Алгоритм состоит из четырех основных этапов.

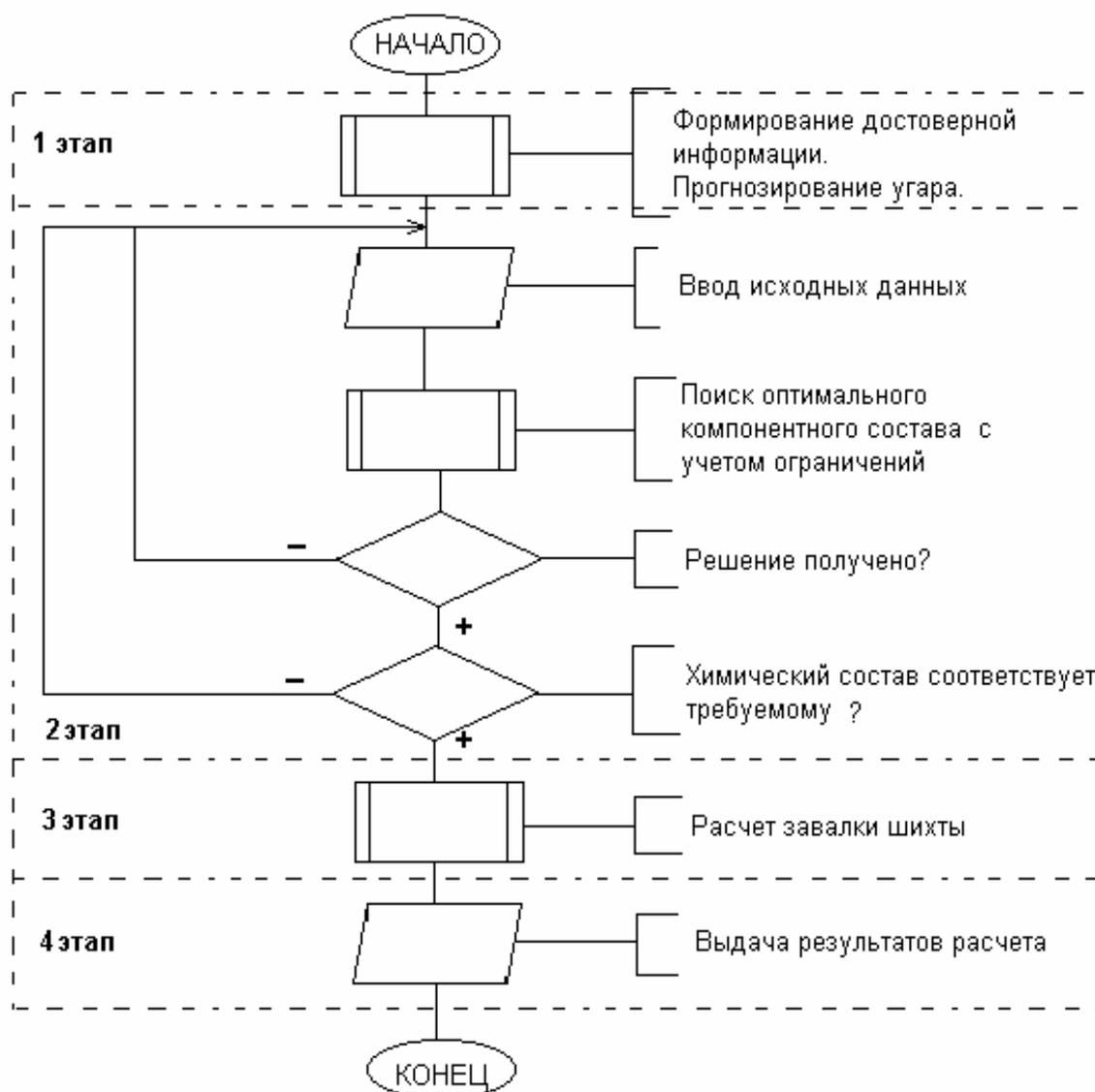


Рисунок 1 - Алгоритм расчета и оптимизации составляющих шихты

На первом этапе производится накопление производственных или литературных данных по химическому составу, структуре и свойствам чугунов, угару (пригару) расчетных химических элементов. На основе статистической обработки накопленных данных осуществляется прогнозирование угара или пригара для выплавки чугуна в конкретных условиях.

В составе программы предусмотрена структурированная база данных по угару химических элементов в зависимости от условий плавки чугунов, которая при необходимости может корректироваться.

На втором этапе для расчета оптимального компонентного состава шихты с оптимизацией по содержанию вредных примесей используется симплекс-метод решения задач линейного программирования, адаптированный для этой цели. При этом общая математическая формулировка задачи расчета оптимальной шихты – задачи линейного программирования, включает следующие выражения

$$Z = \sum_{j=1}^n C_j X_j \quad (1)$$

при линейных ограничениях вида

$$\sum_{j=1}^n a_{ij} x_j \otimes b_i, \quad (2)$$

где $x_j \geq 0$; $b_i \geq 0$; $i = 1, m$, символ \otimes соответствует знакам \leq , $=$ или \geq ;

a_{ij}, b_i, C_i - заданные вещественные числа;

X_j - искомые оптимальные значения, удовлетворяющие условиям поставленной задачи.

Для решения задачи расчета шихты в такой постановке систему уравнений дополняют рядом ограничений, а каждое из уравнений системы представляют в виде неравенств типа

$$\begin{cases} x_1 k_{1(1)} + x_2 k_{2(2)} + \dots + x_n k_{i(n)} \leq k_{i(u)}^{верх}; \\ x_1 k_{1(1)} + x_2 k_{2(2)} + \dots + x_n k_{i(n)} \geq k_{i(u)}^{низ}; \end{cases} \quad (3)$$

где $k_{i(u)}^{верх}$ и $k_{i(u)}^{низ}$ - верхний и нижний пределы содержания i -ого элемента в шихте.

Критерием оптимизации в расчетах выбрано содержание серы в шихте, так как качество чугуна для большинства изделий с уменьшением содержания серы будет улучшаться, а принятие в качестве критерия оптимизации стоимости шихты, как приведено в классической постановке задачи, в настоящих экономических условиях динамического изменения цен и их колебания может привести к получению необъективных результатов.

Оптимальная по содержанию серы композиция шихты обеспечит при необходимом расходе шихтовых материалов получение чугуна заданного химического состава с минимальным содержанием серы. Такая задача оптимизации сводится к определению минимума функции

$$Z_{\min} = \sum_{j=1}^n x_j S_j, \quad (4)$$

где s_j - содержание серы в j – том компоненте шихты; x_j - количество компонента в шихте.

При решении задачи расчета оптимальной шихты по критерию минимального содержания серы определяются системы ограничений на компонентный состав шихтовых материалов и на содержание отдельных компонентов в шихте в зависимости от марки выплавляемого сплава (например, количество чушковых чугунов, стального и чугунного лома в зависимости от марки выплавляемого чугуна и типа плавильного агрегата).

На третьем этапе предусмотрен расчет завалки шихты для случаев плавки в индукционных печах (промышленной либо повышенной частоты тока) и вагранках (с подогревом или без подогрева дутья). При этом так же учитывается характер футеровки плавильного агрегата.

Четвертый этап программы предусматривает вывод расчетных параметров, которыми являются: оптимальный компонентный состав шихты; расчетный химический состав сплава; масса завалки общая и по каждому компоненту шихты.

Программа реализована на базе логических условий таблиц решений, выполненных с использованием пакета программ Excel и надстройки «Поиск решения», алгоритм работы которой представлен на рис. 2.

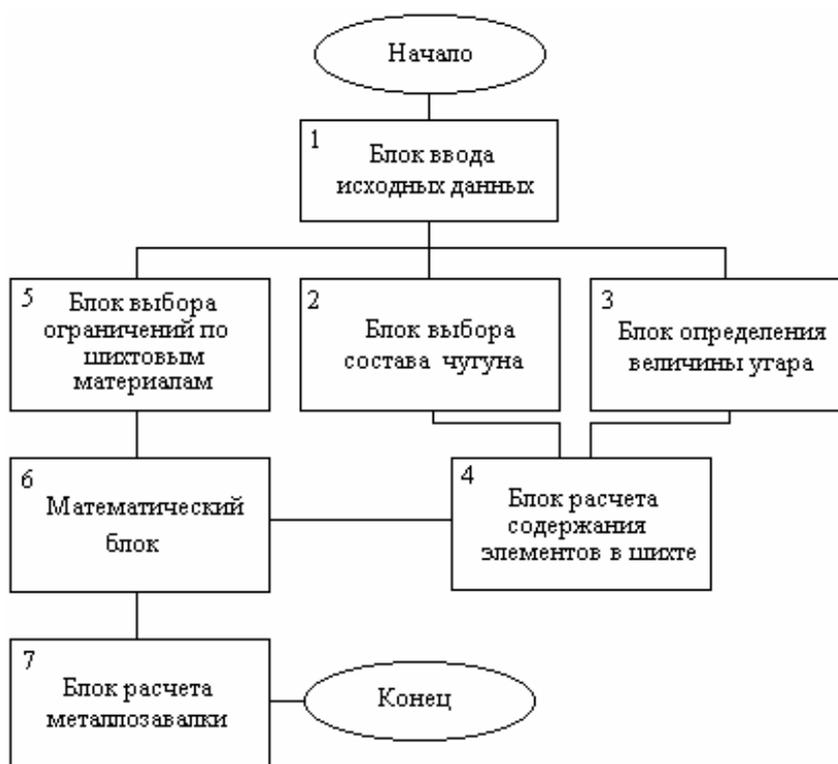


Рисунок 2 – Алгоритм программы

Программа содержит следующие основные блоки:

Блок ввода исходных данных. Исходные данные могут вводиться двумя способами. Первый способ заключается в выборе каких-либо параметров или значений из базы данных (марка чугуна или ферросплава, количество возврата, тип плавильного агрегата и т. п.). Данные вводятся с помощью экранных форм, которые форматированы в соответствии с содержащейся в программе базой данных. Вторым способом вводятся значения, которые не предусмотрены базой данных программы (химический состав сплава или величина угара, отличные от предложенных), ввод данных предполагается цифровыми клавишами.

Исходными данными для расчета являются:

- марка и химический состав чугуна, для которого необходимо произвести расчет шихты,
- процент возврата собственного производства в компонентном составе шихты,
- средняя толщина стенки и предполагаемый предел прочности материала отливки,
- тип, основные характеристики плавильного агрегата и технологические особенности плавки.
- предполагаемые компоненты шихты.

В базе данных программы содержатся сведения о марках и химическом составе основных составляющих шихты: чушковых чугунов (литейных, передельных и природно-легированных), ферросплавов, стального и чугуна лома и др.

Блок выбора состава чугуна предусматривает уточнение состава чугуна в зависимости от средней толщины стенки, требуемой структуры и механических свойств материала отливки. В первую очередь, в зависимости от введенных исходных данных, программой предполагается выбор содержания углерода в жидком чугуне, затем рассчитывается содержание кремния по формуле

$$\%Si = \frac{((6,3 - \lg(T)) - C_{об})}{0,5 \cdot (C_{св} + K)}, \quad (5)$$

где T – толщина стенки отливки, мм; $C_{об}$ – общее содержание углерода в чугуне, %; $C_{св}$ – количество связанного углерода, %; K – коэффициент, зависящий от предполагаемой микроструктуры металлической основы чугуна.

Количество связанного углерода, в свою очередь, рассчитывается по формуле

$$C_{св} = \frac{\sigma_B \cdot (C_{об} + 1) - 40}{(\sigma_B + 75)}, \quad (6)$$

где σ_B – предел прочности при растяжении.

Для серых чугунов в программе предусмотрен выбор значения σ_B в зависимости от толщины стенки. Значения σ_B для других чугунов

принимаются по умолчанию в соответствии с ГОСТ, либо вводятся пользователем по запросу.

Блок определения величины угара предназначен для выбора значения угара каждого химического компонента шихты в зависимости от типа плавильного агрегата (вагранка холодного или горячего дутья, индукционная печь промышленной или повышенной частоты) и типа футеровки (основная или кислая). Алгоритм работы этого блока представлен на рис. 3.

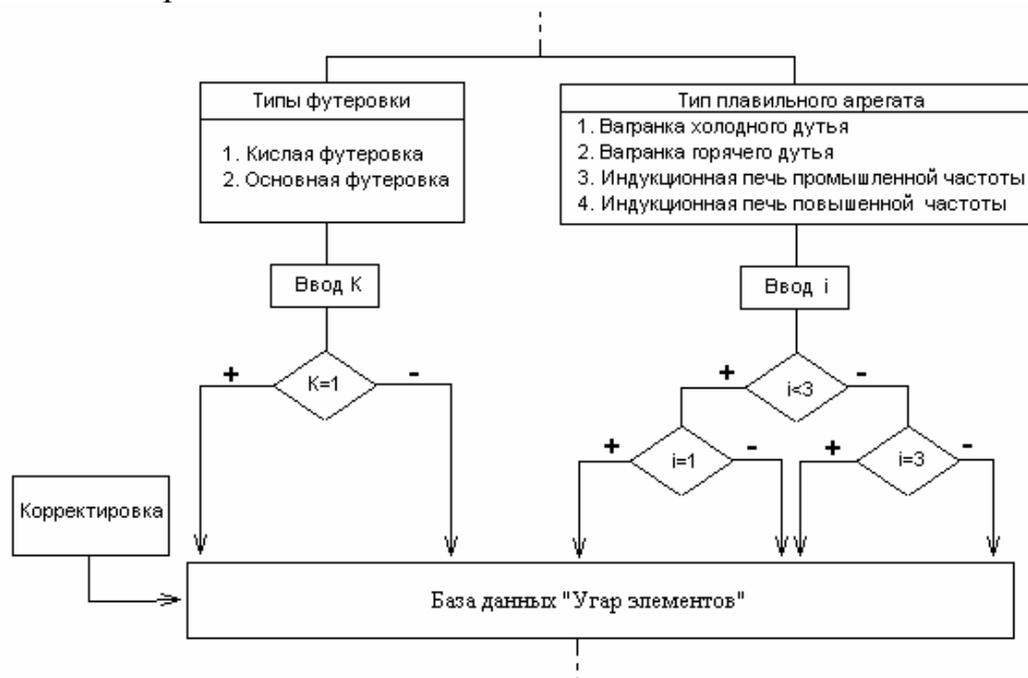


Рисунок 3 - Алгоритм работы блока определения величины угара

Блок расчета содержания элементов в шихте предусматривает установление оптимального содержания элементов в шихте.

При ваграночной плавке содержание углерода в шихте рассчитывается по формуле

$$C_{ш} = (C - 1,8) / 0,5 \quad (7)$$

где $C_{ш}$ – содержание углерода в шихте, %;

C - содержание углерода в жидком чугунае, %.

Содержание серы в шихте при этом определяется по эмпирической формуле

$$S_{ш} = 1,33 \cdot S_{ж} - 0,004 \cdot p \cdot S_{к}, \quad (8)$$

где $S_{ш}$ - содержание серы в шихте %;

$S_{ж}$ - содержание серы в жидком чугунае, %;

P – расход кокса, %;

$S_{к}$ - содержание серы в коксе, %.

Расчеты содержания в шихте Si , Mn , Cr и других элементов, угорающих при плавке в вагранке, а так же всех элементов при плавке чугуна в индукционной печи проводятся по формуле

$$\mathcal{E}_{ш} = \frac{100 \cdot \mathcal{E}_{жс}}{100 - Y} \quad (9)$$

где $\mathcal{E}_{ш}$ - содержание элемента в шихте, %;

$\mathcal{E}_{жс}$ - содержание элемента в жидком чугуна, %;

Y - величина угара, %.

В блоке выбора ограничений по шихтовым материалам предусмотрены количественные ограничения при выборе тех или иных компонентов шихты в зависимости от марки выплавляемого чугуна.

Математическим блоком программы предусматривается составление и решение системы уравнений, в составе которой целевая функция, ограничения по расчетным элементам, балансовые уравнения по количеству шихты, неравенства, определяющие условия неотрицательности и технологические ограничения.

Решение полученной системы уравнений осуществляется запуском макроса, который вызывает из основного меню команду «Сервис – Поиск решения».

В блоке расчета металлозавалки предусмотрен расчет завалки шихты для случаев плавки в печах непрерывного действия – вагранках, и периодического действия – индукционных.

Таким образом, разработанная по приведенному алгоритму программа позволяет:

- задавать необходимые ограничения по применяемым шихтовым материалам, химическому составу чугуна и качеству сплава;
- учитывать и корректировать угар химических элементов дифференцированно по видам плавильных агрегатов и характеру их футеровки;
- рассчитывать оптимальный по содержанию серы компонентный состав шихты;
- корректировать компонентный, химический состав шихты и сплава, если прогнозируемый состав сплава в отливках не удовлетворяет предъявляемым требованиям;
- рассчитывать массу каждого компонента шихты и массу металлозавалки в целом в зависимости от вида и характеристик выбранного плавильного агрегата.

Разработанная программа может быть адаптирована к производственным условиям чугунолитейных цехов для решения задач управления химическим составом при выплавке различных марок чугунов а так же может найти применение в учебных целях.

Разработанное программное обеспечение требует свободного пространства на винчестере не более 600Кb, и может использоваться практически на любых IBM с установленным лицензионным пакетом программ Excel 2000 с надстройкой «Поиск решения».

УДК 621.883

Пшеничный И.Н., Лубенская Л.М., Ясуник С.Н., Букаранов Ю.Н.
(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина)

УСЛОВИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПРОФИЛЯ ПОРШНЕВОГО КОЛЬЦА ПРИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ

In the article the conditions of formation of a profile of cross section of an outside of a split piston ring are reviewed at processing by free abrasives.

Механическая обработка поршневых колец вызывает образование острых кромок и заусенцев. Острые кромки образуются по периметру и в замке кольца, заусенцы обычно в замке. При вибрационной обработке острые кромки притупляются до некоторого радиуса, а заусенцы сошлифовываются. Учитывая, что виброобработка колец происходит в пакете на неподвижной оправке, установленной неподвижно в U-образном контейнере, то, как известно, наиболее интенсивно обрабатываются острые кромки, заусенцы, наименее – цилиндрические поверхности. Учитывая неравномерность условий обработки, наружные кромки кольца формируются с закруглением радиуса R , а внутренние R_1 (рис. 1). Неравенство радиусов происходит от неравенства усилий воздействия инструмента – абразивных гранул, что связано с особенностями передачи силового импульса в различные зоны контейнера вибрационного станка.

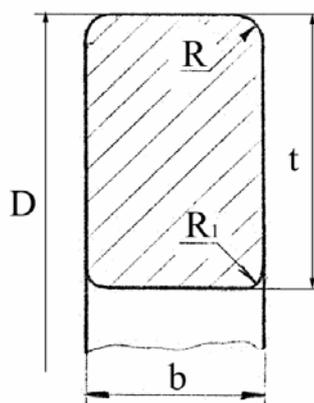


Рисунок 1 – Сечение кольца

Заусенцы в замке удобно упрощенно представить в виде параллелепипеда шириной S , высотой h и длиной b (рис. 1).

Определим массу снимаемого материала:

$$G_o = G_k + G_u + G_z, \quad (1)$$

где G_k – масса снимаемого металла по кромкам кольца;
 $G_{ц}$ – масса снимаемого металла с цилиндрической поверхности;
 G_3 – масса заусенца.

$$G_k = \left[2\left(R^2 - \frac{\pi R^2}{4}\right)\pi D + 2\left(R_1^2 - \frac{\pi R_1^2}{4}\right)\pi D \right] \gamma, \quad (2)$$

где R – радиус скругления наружных кромок, м;
 R_1 – радиус скругления внутренних кромок, м;
 D – диаметр кольца, м;
 γ – удельный вес материала кольца, кг/м³.

$$G_{ц} = [\pi D b + \pi(D - 2t)b] \rho T, \quad (3)$$

где t – высота кольца, м;
 ρ – удельный съем материала колец, кг/м² час;
 T – время обработки, час.

$$G_3 = 2bhS\gamma. \quad (4)$$

После подстановки и преобразований получим:

$$G_o = \frac{(4 - \pi)\pi D}{2} (R^2 + R_1^2) \gamma + 2bhS\gamma + 2\pi b(D - t) \rho T. \quad (5)$$

Если неравномерность обработки снаружи и внутри кольца учесть коэффициентом k , т.е. $R_1 = Rk$, то

$$R = \sqrt{2 \frac{G_o - 2bhS\gamma - 2\pi b\rho(D - t)T}{\pi D(4 - \pi)(1 + K^2)\gamma}}. \quad (6)$$

Входящие в зависимость (6) значения G_o и ρ можно получить следующим образом. Массу снимаемого металла G_o путем взвешивания колец – образцов до и после обработки с последующим определением разницы масс колец.

Определение удельного съема материала ρ можно также получить путем определения весового износа образцов из различных материалов при обработке в различных рабочих средах или из априорной информации [1].

Для одного и того же устойчивого процесса, характеризующегося определенным типом абразивных гранул, уровнем его загрузки в контейнер, режимами станка, материалом обрабатываемых деталей и т.п., интенсивность съема металла в г/см² час остается постоянной [2], но в различных зонах по поперечному сечению контейнера различна [3]. Исходя из интенсивности съема, можно определить объем снимаемого металла в единицу времени, а при известных геометрических параметрах обрабатываемой поверхности определить форму и площади сечения снимаемого слоя металла в определенной зоне контейнера.

Для определения теоретической формы профиля (рис. 2) будем задаваться значениями

$$b_n = b - \Delta b n, \quad (7)$$

где b - ширина кольца, м;

Δb - шаг измерений, м;

$$n=1, 2, 3, \dots \frac{b}{\Delta b}.$$

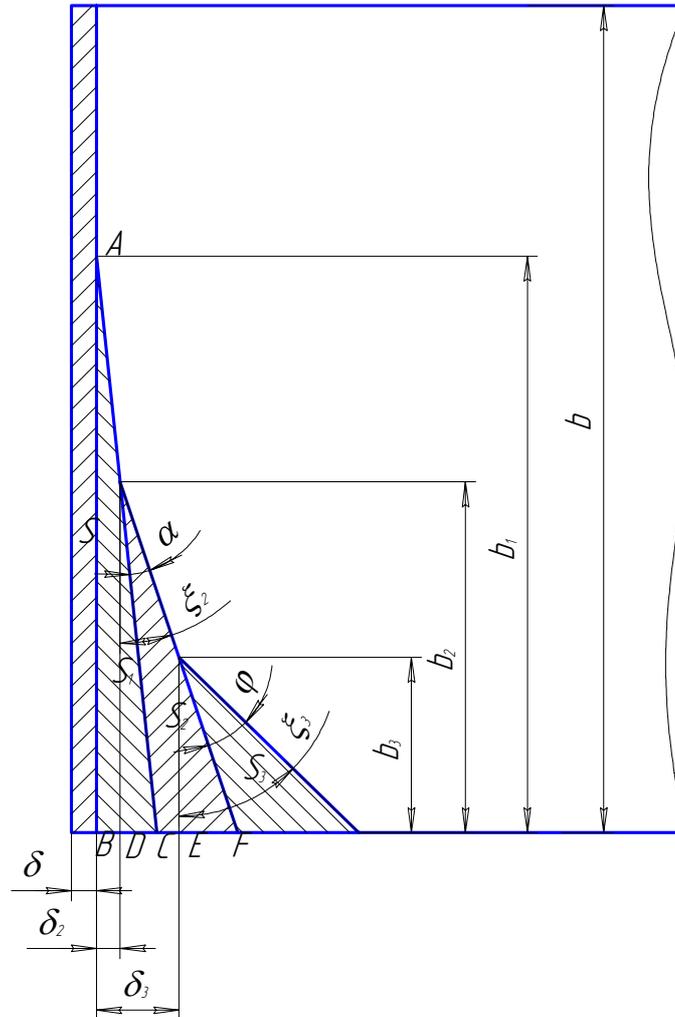


Рисунок 2 – Построение сечения профиля кольца после вибрационной обработки

В зависимости от задаваемых значений b_n определим соответствующие углы при вершинах треугольников, характеризующих величину съема при определенном угле наклона ξ_n колец по отношению к стенке контейнера.

Определим снимаемый слой металла с наружной поверхности кольца при $\xi=0^\circ$. Величина δ характеризует толщину снимаемого слоя металла и обычно значительно меньше наружного диаметра кольца. В связи с этим пренебрежем относительным уменьшением диаметра D .

Площадь наружной части кольца:

$$S_H = \pi D b. \quad (8)$$

Снимаемый объем металла:

$$V_H = S_H \delta = \pi D b \delta. \quad (9)$$

Снимаемая масса металла:

$$M_H = \pi D b \gamma' \delta, \quad (10)$$

где D - наружный диаметр кольца, м;

b - толщина кольца, м;

γ' - удельный вес материала кольца, кг/м³;

δ - толщина снимаемого слоя металла, м.

Если известна величина удельного съема металла для данного процесса, то масса снимаемого металла выразится:

$$M_\rho = S_H \rho t', \quad (11)$$

где S_H - площадь наружной части кольца, м²;

ρ - удельный съем металла, кг/м²час;

t' - время обработки, час.

Приравняв равенства (10) и (11) и с учетом (8) получим $\pi D b \rho t' = \pi D b \gamma' \delta$, откуда

$$\delta = \frac{\rho \cdot t'}{\gamma'}. \quad (12)$$

Площадь треугольника $\Delta ABC = S_1 = 0,5 b b_1 \operatorname{tg} \xi$ или

$$S_1 = 0,5 b_1^2 \operatorname{tg} \xi. \quad (13)$$

Учитывая, что S=S₁, то

$$\operatorname{tg} \xi_1 = \frac{2 \delta b}{b_1^2}. \quad (14)$$

Площадь треугольника ΔKCF

$$S_2 = S_{\Delta KFD} - S_{\Delta KCD} = \frac{1}{2} b_2^2 \operatorname{tg}(\xi_1 + \alpha) - \frac{1}{2} b_2^2 \operatorname{tg} \xi_1. \quad (15)$$

Приравняв равенства (14) и (15) и упростив, получим

$$b_2 = \sqrt{\frac{2 \delta b}{\operatorname{tg}(\xi_1 + \alpha) - \operatorname{tg} \xi_1}}. \quad (16)$$

Учитывая что $\operatorname{tg}(\alpha + \xi_1) = \frac{\operatorname{tg} \xi_1 + \operatorname{tg} \alpha}{1 - \operatorname{tg} \xi_1 \operatorname{tg} \alpha}$,

и подставив это значение в (16), получаем

$$\frac{2 \delta b}{\operatorname{tg} \alpha} = b_2^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \xi_1) + 2 \delta b \operatorname{tg} \xi_1, \quad (17)$$

откуда

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2\delta b}{b_2^2(1 + \operatorname{tg}^2 \xi_1) + 2\delta b \operatorname{tg} \xi_1}. \quad (18)$$

Аналогичным образом

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2\delta b}{b_3^2[1 + \operatorname{tg}^2(\xi_1 + \alpha)] + 2\delta b \operatorname{tg}(\xi_1 + \alpha)}.$$

Определим углы ξ_2, ξ_3 .

$$\xi_2 = \xi_1 + \alpha = \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_1^2} + \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_2^2(1 + \operatorname{tg}^2 \xi_1) + 2\delta b \operatorname{tg} \xi_1}, \quad (19)$$

$$\xi_3 = \xi_1 + \alpha + \varphi = \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_1^2} + \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_2^2(1 + \operatorname{tg}^2 \xi_1) + 2\delta b \operatorname{tg} \xi_1} + \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_3^2[1 + \operatorname{tg}^2(\xi_1 + \alpha)] + 2\delta b \operatorname{tg}(\xi_1 + \alpha)}. \quad (20)$$

Уравнения (18), (19) и (20) можно представить в общем виде:

$$\xi_n = \sum_1^n \xi_{(n-1)} + \operatorname{arctg} \frac{2\delta b}{b_n^2[1 + \operatorname{tg}^2(\sum_1^n \xi_{(n-1)})] + 2\delta b \operatorname{tg} \sum_1^n \xi_{(n-1)}}, \quad (21)$$

где при $n=1 \xi_0=0^\circ$.

В связи с тем, что обработка ведется в среде абразивных гранул сферической формы, следует учесть влияние диаметра гранулы на конечную форму профиля сечения кольца. Из рис.3 видно, что фактический максимальный угол фаски может достигать

$$\Psi = \nu + \xi.$$

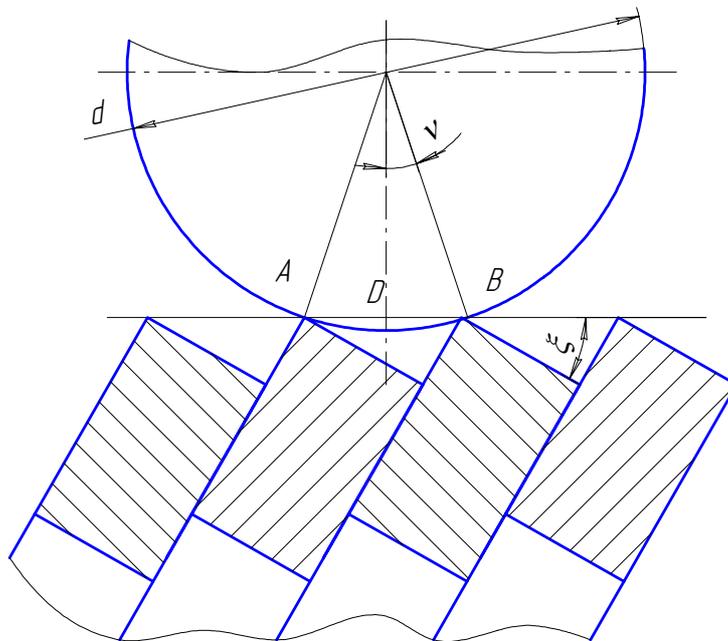


Рисунок 3 – Относительное положение гранулы и пакета колец

Определим значение угла ν .

$$AB = \frac{AC}{\cos \xi} = \frac{b}{\cos \xi}; \quad BD = \frac{b}{2 \cdot \cos \xi}; \quad \sin \nu = \frac{BD}{OB} = \frac{b}{d \cos \xi}, \quad (22)$$

откуда

$$\nu = \arcsin \frac{b}{d \cos \xi}, \quad (23)$$

тогда

$$\varphi = \arcsin \frac{b}{d \cos \xi} + \xi. \quad (24)$$

Следует учесть, что на основании формулы (22)

$$\frac{b}{d \cos \xi} \leq 1,$$

откуда

$$d \geq \frac{b}{\cos \xi}.$$

Значение $\frac{b}{\cos \xi}$ будет минимальным при $\xi = \gamma$, тогда

$$d \geq \frac{b}{\cos \gamma}. \quad (25)$$

Это означает, что при $\frac{b}{d \cos \xi} = 1$ угол профиля сечения кольца будет

равен 90° , т.е. гранула полностью обкатывается вокруг острой кромки и тогда процесс обработки кромки кольца можно сравнивать с обработкой кольца в свободном состоянии, когда острые кромки формируются в радиусные закругления. Таким образом, следует учитывать, что при определении профиля сечения кольца после вибрационной обработки максимальный угол фаски достигает значения

$$\Psi = \nu + \gamma. \quad (26)$$

Для формирования фаски с углом γ необходимо, чтобы $\nu \rightarrow 0^\circ$, т.е. чтобы $\frac{b}{d} \rightarrow 0$.

Таким образом, максимальное значение ξ_n по формуле (21) будет равно

$$\xi_{n \max} = \nu + \gamma \quad (27)$$

или с учетом (24) и $\xi_{\max} = \gamma$

$$\xi_{n\max} = \gamma + \arcsin \frac{b}{d \cos \gamma}. \quad (28)$$

Построение точек профиля с одной стороны сечения кольца производится следующим образом.

Задаем число n и значения b_n . Каждому значению b_n соответствует угол. Первая точка будет лежать на исходном профиле. Вторая - на стороне треугольника с вершиной в первой точке, третья - на стороне следующего треугольника и т.д. (рис. 2).

Анализируя формулу (21), можно сделать вывод, что форма профиля поперечного сечения кольца в значительной степени зависит от ρ , т.е. от интенсивности процесса обработки. Если учесть, что одна фаска обрабатывается в одной зоне контейнера, а другая - в другой, то путем создания различной эффективности процесса обработки в соответствующих зонах контейнера можно получать различные профили поперечного сечения колец.

Вывод: Показано, что процесс формирования профиля сечения кольца можно вести целенаправленно, в первую очередь, за счет изменения угла наклона колец в пакете.

Литература

- 1 Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. Ростов-на-Дону, 1999. - 622 с.
- 2 Карташов И.Н. и др. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах. - К.: Вища школа, 1975. - 188 с.
- 3 Ясуник С.Н. Повышение эффективности обработки деталей в вибрирующих контейнерах: Дис... канд. тех. наук. - Харьков, 2003. - 216 с.

УДК. 621.7.04

Маковецкий В.В., Сатонин А.В., Маковецкий А.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРАВКИ ГИБКОЙ ДЛЯ УСТРАНЕНИЯ ИСКАЖЕНИЙ ФОРМЫ ЗАГОТОВОК АЖУРНОЙ КОНСТРУКЦИИ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

In a paper problems of editing flexible preforms of difficultly profile construction from titanium alloys are considered. Results of explorations of editing of press formings of the fixed profile are resulted and also the mathematical sample piece of editing flexible will be improved with the purpose of the account of change longitudinal a section shape. The scheme of editing with legs displaced during editing is reduced.

Введение

Правка гибкой находит широкое использование для устранения искажений формы заготовок, полученных не только после штамповки, но и после промежуточных операций механообработки. Это связано как с тем, что механообработка заготовок сложной коробчатой формы, а также панелей в частности из титановых сплавов сложна, и их межоперационное коробление, к сожалению, невозможно устранить термообработкой. Увеличение припуска в данном случае приводит к значительному увеличению металлоемкости и, следовательно, затрат. В ряде случаев, когда деталь сложна завышенный припуск не приводит к положительным результатам. Поэтому решение проблемы необходимо искать на пути нетрадиционного исправления искажения формы заготовок, в частности правкой гибкой.

Основные результаты исследования гибки и правки заготовок отражены в работах [1-4].

В труде [5] приведена методика расчета и алгоритм правки гибкой заготовок из титановых сплавов, в которой материал обладает эффектом Баушингера.

Известна работа, в которой описывается многократный пластический изгиб листа, обладающего эффектом Баушингера [6], что характерно для некоторых операций, в том числе гибки и правки.

Однако в приведенных трудах не учтена проблема резкого изменения сечения заготовки в продольном направлении, которое можно наблю-

дать у заготовок ажурной конструкции определенного типа, в частности типа коробок и панелей.

Кроме того, технология правки гибкой, нуждается в разработке ряда новых приемов, которые смогут повысить ее эффективность и расширить технологические возможности. Она обычно связана с использованием очень мощного кузнечно-прессового оборудования, которое отсутствует на заготовительных участках механических цехов и может осуществляться в основном в окончательном ручье основного штампа. Поэтому задача состоит в том, чтобы найти простую схему, позволяющую использовать доступное и простое оборудование и оснастку малой мощности. В частности оборудование, используемое на заготовительных участках механических цехов для резки штучных заготовок из проката.

Основная часть

Рассмотрим правку на призмах титановых заготовок типа панелей и коробок, которая осуществлялась на прессе с помощью пуансона. Штампованные заготовки этого типа могут иметь переменный профиль сечения, что усложняет расчет необходимого прогиба при разработке техпроцесса.

Правка штамповок производилась в горячем состоянии с одного нагрева со штамповкой. Материалом заготовок были сплавы ВТ20, ВТ22.

При построении математической модели процесса учитывался эффект Баушингера.

Результаты проведенных исследований сравнивались с полученными в результате расчета по разработанной модели [5].

В качестве иллюстрации приводим, полученное с использованием приведенного в работе [5] алгоритма пространственное распределение точек необходимого при правке прогиба w_1 в зависимости от опорного шага t и начальной кривизны заготовки χ_o , рис.1.

С целью проверки полученных результатов был проведен следующий эксперимент. Титановая заготовка сложного профиля получала заданные перемещения в интервале от 5 до 50 мм, с использованием специальной экспериментальной установки. В дальнейшем рассчитывался радиус кривизны и кривизна. Сопоставление полученных значений с данными расчета иллюстрировано на графиках зависимости остаточной кривизны от заданного прогиба при правке, рис.2.

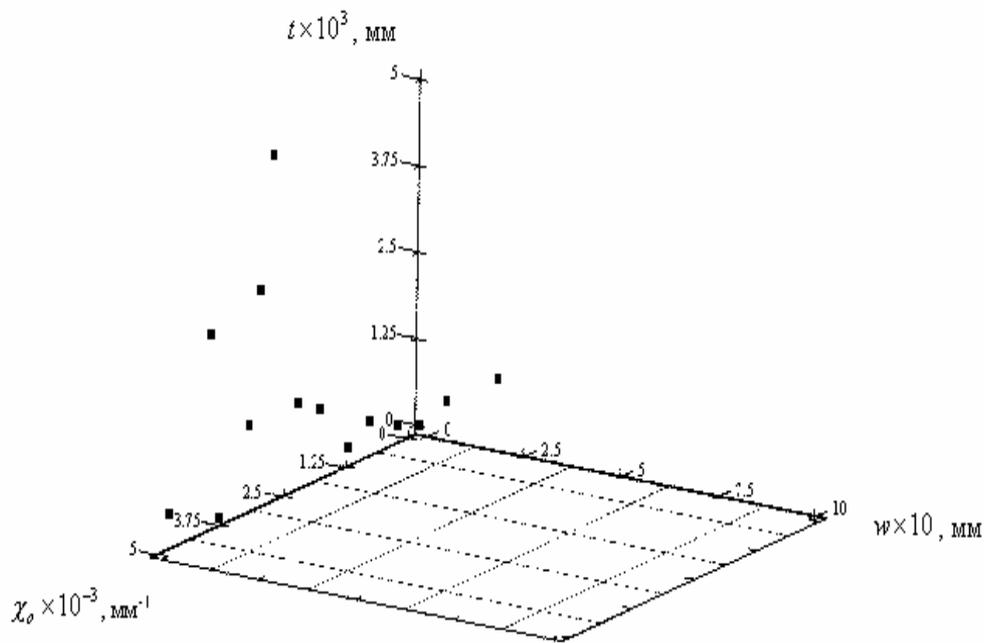


Рисунок 1 – Распределение необходимого прогиба w_1 для заданной начальной кривизны χ_o в зависимости от шага опорной системы t ($t=1000\dots2000$ мм, $\chi_o=0,0001\dots0,001$ мм⁻¹) для случая горячей правки

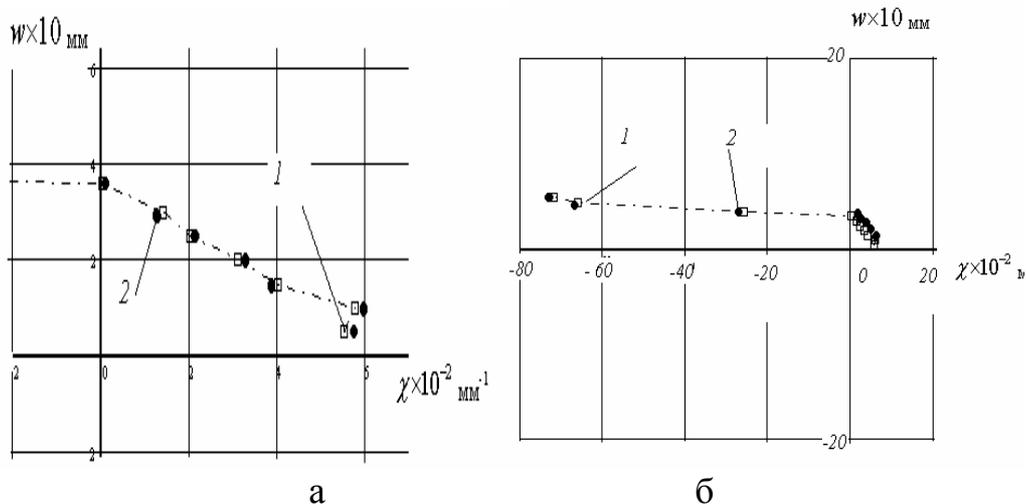


Рисунок 2 – Сравнение расчетных данных 1(□) с экспериментальными 2(■) для кривизны χ в зависимости от прогиба w ($\chi_o = 0,0001$ мм⁻¹) для положительных значений кривизны (а) и отрицательных (б)

Рассматривая графики рис.2а,б необходимо отметить удовлетворительную сходимость расчетных и экспериментальных значений

Из анализа графиков, рис.2, следует, что при ступенчатом изменении величины перемещения w_1 значения кривизны группируются на сравнительном небольшом интервале, как это видно из рис.2а, что наблюдается в случае положительного знака кривизны заготовки. В случае же изменении

знака кривизны на противоположный, рис.2б, прогиб в противоположную сторону, "чувствительность" остаточной кривизны по отношению к величине перемещения резко падает.

Однако из анализа ряда полученных расчетных результатов, в том числе приведенных на рис.1 следует, что с увеличением шага опорной системы величина необходимого прогиба возрастает и становится достаточно большой. К примеру, при шаге $t = 300$ мм и начальной кривизне $\chi_0 = 0,0001$ мм-1 она достигает около 85мм и в дальнейшем увеличивается. Это ограничивает возможности использования правки с целью устранения коробления как по причине технологических ограничений накладываемых на процесс, так и по причине возможного разрушения самой заготовки. Это в первую очередь связано со сложным, разнотолщинным профилем самой титановой заготовки.

Следовательно, необходимо усовершенствовать процесс правки с целью снижения предварительного значения величины начальной кривизны χ_0 . Это позволяет подвергать правке с целью устранения коробления значительное число штамповок, также промежуточные заготовки после их предварительной механообработки и уменьшить мощность оборудования, а также перевести промежуточную правку в механообрабатывающие цеха.

В связи с тем, что ряд штамповок имеют определенные отклонения от постоянной формы поперечного сечения, то необходимо учесть это при расчете прогиба изделия.

При этом необходимо использовать усреднение, учитывающее распределение отклонений профиля по длине штамповке. Как известно из работы [5], на основании приведенных в ней формул мы можем получить выражение для величины прогиба

$$w_k = \frac{8}{R_k * t^2}, \quad (1)$$

где $R_k = \frac{1}{\chi_{pi} - M_{ji} / J * E_M}$,

где M_{ji} – момент изгиба в соответствующем сечении,

J – момент инерции заготовки в поперечном сечении,

E_M – модуль Юнга для материала заготовки.

Для того, чтобы получить эффективное усреднение мы разбиваем штамповку по длине на конечные элементы толщиной Δx_i , имеющие раз-

ные поперечные сечения, в этом случае мы получим на длине x число сечений, равное $v = \frac{x}{\Delta x_i}$.

В этом случае среднее значение прогиба поковки w_k можно определить как

$$\bar{w} = \frac{\sum_{\Delta}^v w_{\Delta}}{v}, \quad (2)$$

где w_k – прогиб, который находится по приведенному выше выражению (1).

Причем участки могут быть разбиты на участки с как изменяемым профилем, так и с неизменным профилем.

В случае возможного изменения формы сечения профиля заготовок, которое будет наблюдаться на отдельных участках, необходимо внести коррективы выражение (3), оно примет при этом вид

$$\bar{w} = \frac{m}{v} \times w + \frac{\sum_{s} w_j}{s},$$

где w – значение прогиба, определенного по вышеприведенным выражениям при условии постоянства профиля;

m – число участков имеющих постоянный профиль;

s – число участков, с измененным значением профиля в пределах которых профиль можно принять постоянным.

Формула (2) дает приближенный учет влияния увеличения сечения, а следовательно моментов инерции дополнительных сечений, имеющих место у ряда заготовок.

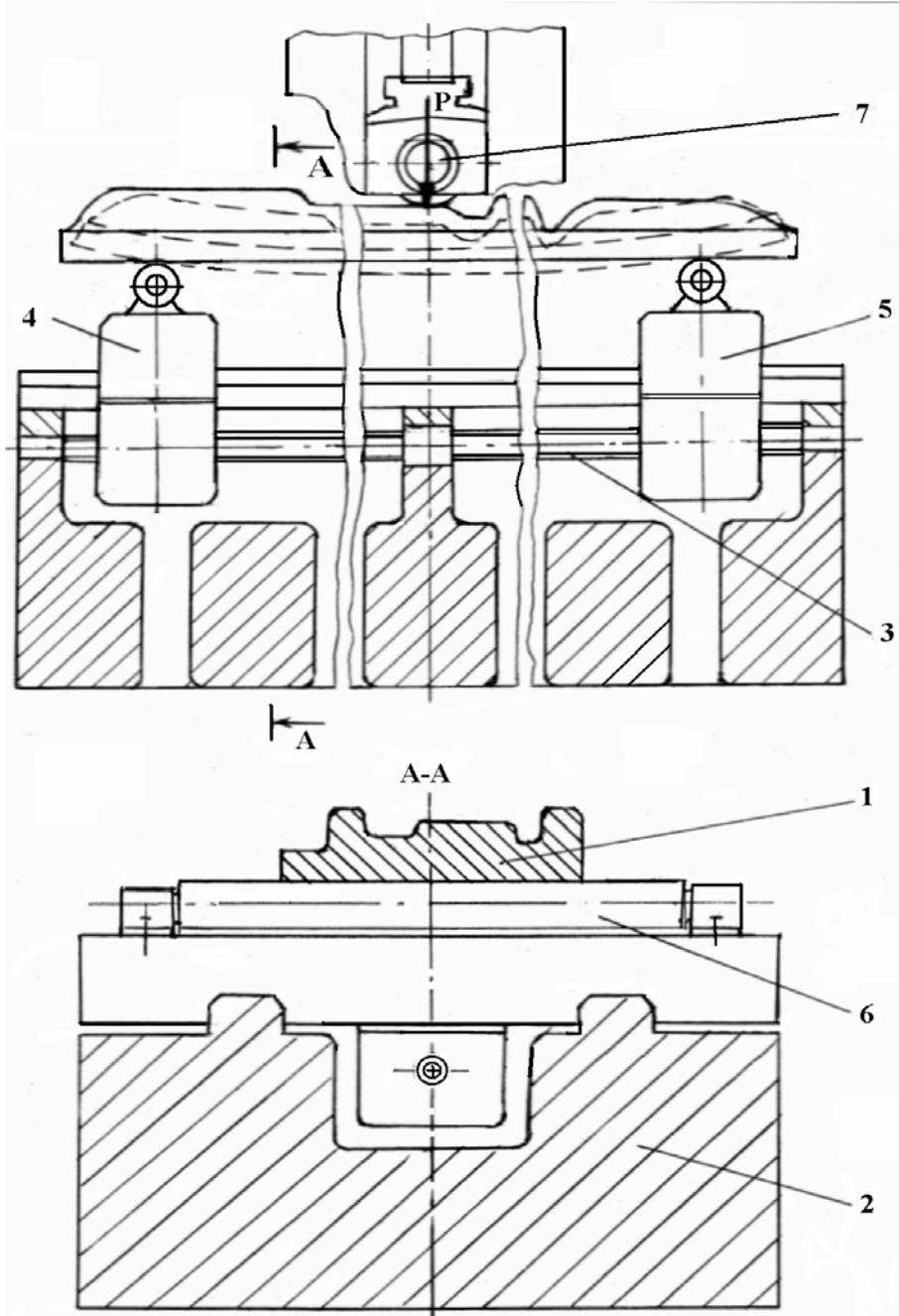
Оценку внутренней точности, зависящую от ширины участка Δz_i можно провести, задавшись точностью оценки по соотношению

$$\delta w = 8 * \left[\delta R + R * \delta \left(\frac{1}{l^2} \right) \right],$$

при этом $\delta w \leq 1,0$.

В данном случае произведена оценка величины прогиба, приемлемая для технологических расчетов.

Для повышения эффективности процесса правки гибкой предлагается использовать схему с изменяющимися в процессе правки гибкой расстоянием между опорами, рис.3.



1 – титановая заготовка, 2 – основание, 3 – ходовой винт, 4 – левая опора,
5 – правая опора, 6 – стол, 7 – пуансон

Рисунок 3 – Схема установки для правки заготовок с изменяющимся расстоянием между опорами

Это позволит локализовать правку отдельных участков заготовки и снизить в ряде случаев усилие правки, а также величину необходимого прогиба. При этом можно используя менее мощное оборудование применять правку при значительной величине коробления в случаях, когда она ранее была малоэффективна.

Установка правки гибкой заготовок достаточно проста в изготовлении и эксплуатации и состоит из следующих основных деталей и узлов. На основании расположен стол 6, перемещающийся благодаря ходовому винту 3 механизма перемещения. Это дает возможность изменения расстояния левой опорой 4 и правой опорой 6. На опоры 4,5 устанавливается титановая штамповка 1, пуансон 7 смещается по вертикали вниз, воздействуя на штамповку. В результате этого, происходит гибка заготовки с противоположным изгибом в процессе которой изменяется расстояние между опорами 4 и 5.

Выводы

1 Предложено использовать технологию правки гибкой, не только для правки штамповок, а также и правки заготовок между операциями технологического процесса механообработки сложных изделий из титановых сплавов, что существенно снижает металлоемкость деталей..

2 Приведено сравнение экспериментальных результатов правки гибкой с данными, полученными расчетным путем, которое показало удовлетворительную сходимость.

3 Разработана схема и установка правки гибкой с перемещающимися в процессе правки гибкой опорами, позволяющая расширить технологические возможности процесса при использовании менее мощного оборудования и достаточно простой оснастки. Она рекомендуется к использованию в условиях заготовительных участков мехцехов.

Литература

- 1 Мошнин Е.Н. Гибка, обтяжка и правка на прессах. -М.: Машгиз. 1959.-360с.
- 2 Мошнин Е.Н. Гибка и правка на ротационных машинах. -М.:Машиностроение.- 1967. -272 с.
- 3 Давыдов В.И. Изделия из тонкостенных профилей. -М.: ГНТИ. 1967. -187с.
- 4 Тришевский И.С., Лепанда В.В., Скоков Ф.И. Гнутые профили проката.- Киев.: Гостехиздат УССР. 1962. - 412 с.
- 5 Маковецкий В.В., Завгородний Д.В. Исследование напряженно-деформированного состояния при правке штамповок из титановых сплавов // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. - Краматорськ-Хмельницький: - ДДМА. -2002.- С.139-142.
- 6 Бондарь А.С., Матвеев А.Д., Даншин В.В. Многократный пластический изгиб листа из металла, обладающего эффектом Баушингера // Кузн. штамп. пр-во. №8. 1989. С.19-21.

УДК 658.51:004.73

Мишура Е.В.

ДГМА, г. Краматорск

КОМПЛЕКСНЫЙ ПОДХОД К ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНООБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

In the article the problems of practical application a neuronetwork technologies in corporations of machine-building branch are considered, the example of a solution of a problem of boundedness of resources with the help of creations a model of technological process is resulted.

Введение

Среди проблем Украинского машиностроения, одной из самых актуальных является проблема обеспечения конкурентоспособности выпускаемой продукции. Одним из путей решения этой проблемы является создание перспективной методологии проектирования оптимальных технологических процессов механообработки, позволяющей повысить их качество.

Эта методология должна быть основана на использовании нового, комплексного критерия оптимальности технологического процесса механообработки, позволяющего учитывать влияние на проектирование технологического процесса не только технических, но и экономических факторов.

Методика исследования

Актуальность такого подхода определяется, прежде всего, тем, что технологический процесс является сложным комплексом связанных и взаимодействующих элементов – составляющих производственной системы. В качестве основных системообразующих принципов, учитываемых для проектирования оптимального технологического процесса, можно выделить следующие:

1. Целостность, то есть несводимость свойств системы к сумме свойств ее составляющих и невыводимость из них свойств системы.

2. Зависимость каждого элемента, части системы (подсистемы), свойств и отношений от их места и функций (значения, назначения) внутри целого.

3. Структурность, то есть возможность описания статического состояния системы через установление ее структуры, размещение элементов системы в пространстве и во времени и фиксацию сети связей и отношений этих элементов.

4. Взаимозависимость системы и окружающей среды, то есть возможность отграничить систему от окружающей ее среды, «выделить» систему из окружающей среды путем определения ее границ.

5. Иерархичность, то есть возможность ранжированного, упорядоченного деления системы на части, подсистемы и элементы.

Используя системообразующие принципы, обозначим общий критерий, являющийся основным при проектировании и разработке технологических операций и процессов, отвечающих требованиям современного конкурентоспособного производства.

Комплексный критерий технологического процесса механообработки ($K_{кТП}$) – это среднее взвешенное частных критериев, определяющих соответствие проектируемого технологического процесса всем предъявляемым к нему требованиям и выгодно отличающих данный технологический процесс от других. Показатели комплексного критерия технологического процесса механообработки можно выразить следующим образом:

$$K_{кТП} = k_1 f_1 + k_2 f_2 + \dots + k_n f_n = \sum_{i=1}^n K_i f_i \quad (1),$$

где, $K_{кТП}$ – комплексный критерий технологического процесса; f_i – частные критерии, определяющие в совокупности $K_{кТП}$; k_i – коэффициенты, определяющие весомости каждого частного критерия.

Все рассматриваемые частные критерии разделены на 3 группы: технические, экономические и социальные (связанные с человеком).

К техническим критериям мы отнесем: вид заготовки, технологическое оборудование, режущий инструмент, измерительный инструмент, режимная часть технологического процесса, показатели качества детали, характеристики производства, время обработки и холостых ходов, время, затрачиваемое на смену инструмента, потери, прогрессивные методы обработки, использование ресурсосберегающих технологий и т.д.

К экономическим критериям отнесем: себестоимость изготовления детали, производительность труда, конкурентоспособность продукции, трудоемкость изготовления детали, цену готового изделия, прибыль, получаемую от реализации продукции, эргономичность и эстетические показатели продукции и т.д. К социальным критериям отнесем организацию производства, удовлетворенность процессом труда, заработную плату, условия труда, психофизическое состояние станочника, профессиональный отбор и обучение персонала и т.д.

Взаимовлияние частных критериев в рассматриваемом комплексе представлено на рисунке 1.



Рисунок 1 - Совокупность критериев, определяющих комплексный показатель технологического процесса

Комплексный критерий технологического процесса механообработки будет определяться востребованностью конечной продукции, где продукция уже не просто является оптимальной с точки зрения качество/цена, а представляет собой комплекс услуг, позволяющих с минимальными издержками удовлетворить потребности потребителя. Это система характеристик технологического процесса, отражающая способность генерировать ценность производимой продукции.

Таким образом, комплексный критерий оптимальности представляет собой композицию частных критериев, снабженных весовыми коэффициентами. Поскольку понятие композиции критериев не может априорно задаваться либо их суммой, либо другими зависимостями, то ее выявление следует производить на основе вычислительной математической конструкции, базирующейся на нейроподобных элементах.

Преимуществами такого подхода будут являться:

1. Структура модели, отражающая особенности формирования комплексного критерия идентифицируется с исходными данными, то есть с данными идентификационного множества.

2. При определении параметров математической модели комплексного критерия (причем комплексный критерий из-за неопределенности его вида заменяется идентификационной моделью) особо важным будет являться понятие значимости входов.

3. Входы модели комплексного критерия представляют собой частные критерии, построение которых может выполняться либо на основе нейроподобных элементов, либо представляют собой аналитические зависимости.

На основе такого подхода можно сформулировать основные методические положения, направленные на повышение эффективности технологических операций (рис. 2):

1. Выделить из общей совокупности критериев комплекс частных критериев, которым должна соответствовать требуемая технологическая операция и технологический процесс в целом. Например: себестоимость операции, производительность, показатели качества, показатели прибыли и конкурентоспособности для изделия, изготовленного по данному технологическому процессу. Назначение частных критериев и установление весовых коэффициентов предлагается производить на основе использования метода экспертных оценок. В экспертную группу предлагается ввести представителей отделов главного технолога и маркетинга. Основным требованием к представителям экспертной группы является наличие не только опыта научной работы но и значительного производственного опыта.

2. Выявить факторы, влияющие на формирование данного критерия и установить, если возможно, аналитическую взаимосвязь. При этом, неко-

торые критерии не возможно будет представить в виде аналитических зависимостей от выявленных факторов. Это свойственно слабоформализованным критериям.

3. На основе статистических данных и (или) экспертных оценок задать идентификационное множество для построения модели.

4. Учитывая выбор сети с нейроподобными элементами для моделирования слабоформализованных зависимостей выполнить поиск значений весовых коэффициентов для данного критерия.

5. Определить значимость нормированных факторов и выявить приоритеты в оказании влияния.

6. На основе нормированных значений частных критериев определить весовые коэффициенты модели на основе нейроподобных элементов для комплексного критерия.

7. Уровни значимости частных критериев позволяют определять наиболее эффективные пути управления технологической операцией по схеме: Комплексный критерий → частный критерий → фактор. Причем частным случаем будет являться использование суммы критериев с весовыми коэффициентами

8. Провести оптимизацию выявленных факторов.

9. Дать технологические рекомендации по проектированию технологической операции и процесса механической обработки в целом.

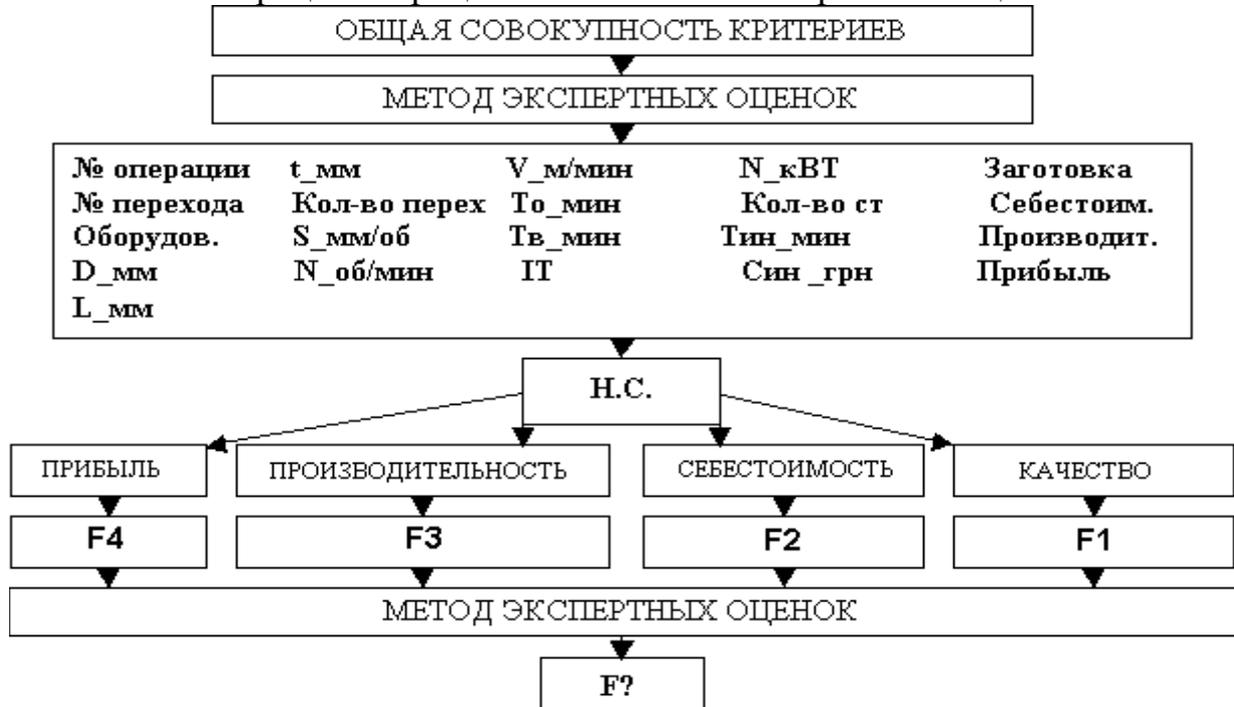


Рисунок 2 - Оптимизация технологического процесса механообработки по комплексному критерию

Так как управление комплексным критерием технологического процесса не может производиться по одному критерию, оно представляет со-

бой комплекс мероприятий, направленный на создание тесной взаимосвязи от проектирования технологических операций до выпуска конкурентоспособной и востребованной продукции (рис. 3).

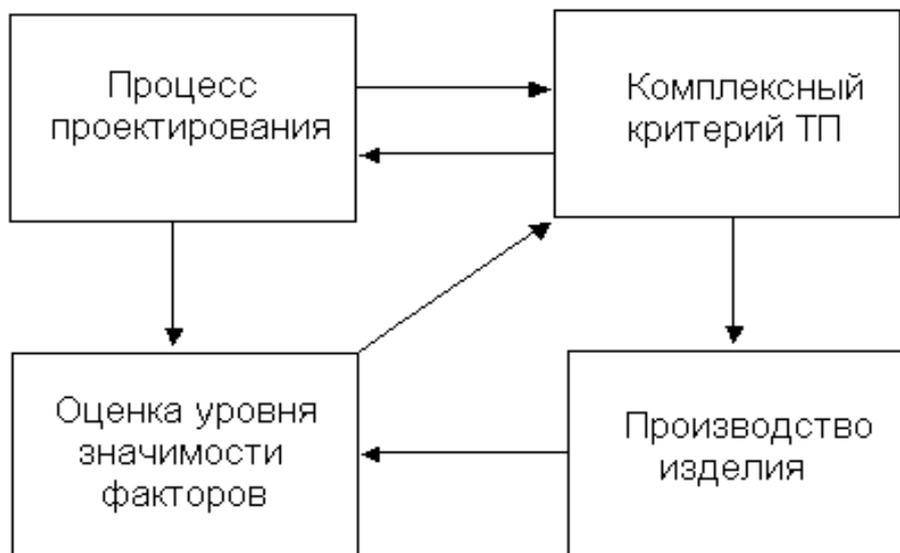


Рисунок 3 - концепция управления технологическим процессом с учетом его оптимизации по комплексному критерию.

Вывод

Таким образом, с применением комплексного подхода к оптимизации технологических процессов механообработки изделий тяжелого машиностроения мы можем проектировать и оптимизировать технологические операции и процессы механообработки не только с учетом технических требований, но и учитывая требования, предъявляемые рынком к выпускаемой и реализуемой продукции.

Литература

- 1 Автоматизация проектирования технологических процессов в машиностроении / В.С. Корсаков, Н.М. Капустин, К.-Х. Темпельгоф, Х. Лихтенберг; Под общ. ред. Н.М. Капустина. – М.: Машиностроение, 1985. – 304 с., ил.
- 2 Еськов А.Л., Зуева Е.В. (Мишура Е.В.), Хагт 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, 1981. – 312 с., ил.

Володченко Г.Ф. Володченко В.В.

ДГМА, г.Краматорск, Украина

ТЕНДЕНЦИИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ САПР ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

The system of a computer-assisted design of processes is developed. In its basis the method of switching functions laids. Forming of a process is executed on a classification code of details. The system devides out volume of the normative - help information of a database and simplifies algorithm of projection of processes.

Введение

На современном этапе развития механосборочного производства уровень использования систем автоматизированного проектирования технологических процессов САПР ТП очень низкий. Причиной такого положения является отсутствие стратегической линии в развитии и прогнозировании тенденций совершенствования САПР ТП. Главными направлениями развития САПР ТП должны быть:

-совершенствование методов оптимизации технологических решений;

-совершенствование технологии автоматизированного проектирования технологических процессов.

Совершенствование методов оптимизации технологических решений требует разработки новых математических методов описания структуры технологических операций, позволяющих эффективно использовать возможности вычислительной техники.

Совершенствование технологии автоматизированного проектирования меняет стадии проектирования и перераспределение работ между стадиями.

Структура технологических операций и технологических процессов в целом определяется конструктивно-технологическими параметрами деталей. Учитывая, что машиностроительное производство насчитывает тысячи наименований деталей, ввод, обработка и оптимизация такого объема информации является задачей очень сложной.

В разработанных системах САПР ТП для описания входной информации и проектирования технологических процессов используется информационно-поисковый язык (ИПЯ), основанный на дескрипторах и связях между дескрипторами. В условиях многономенклатурного производства такая структура ИПЯ усложняет алгоритм решения задачи и структуру базы данных. Эта одна из причин сдерживающая внедрение САПР ТП в действующее производство.

Постановка задачі.

Одним из эффективных методов обработки информационного фонда многономенклатурного производства является метод переключательных функций. Применения метода переключательных функций для автоматизированного проектирования технологических процессов позволяет эффективно использовать ИПЯ, основанный на конструкторско-технологическом классификаторе деталей. Переключательные функции, в которых все аргументы (x_1, x_2, \dots, x_n) принимают значения из одного и того же множества, описываются правилами алгебры логики или булевой функции [1]. Следовательно, структура технологических операций может быть представлена логическим произведением (конъюнкцией) или логической суммой (дизъюнкцией) конструкторско-технологических параметров деталей отождествленных с классификационными признаками.

Проведенный анализ маршрутных технологических процессов обработки деталей резанием показал, что основными признаками, влияющими на структуру технологических операций и порядок их следования в технологическом процессе, являются исследуемые конструкторско-технологические параметры деталей являющиеся аргументами переключательных функций

Результаты исследований

На основании проведенных исследований установлено, что каждый аргумент (параметр) принимает определенные значения в разных деталях. Описание значений аргументов можно представить матрицей (1), в которой вертикально расположены аргументы, а горизонтально - их значения.

$$M = \left\{ \begin{array}{l} x_{11}, x_{12}, \dots, x_{1n} \\ x_{21}, x_{22}, \dots, x_{2n} \\ \dots \dots \dots \dots \dots \dots \\ x_{m1}, x_{m2}, \dots, x_{mn} \end{array} \right\} \quad (1)$$

Каждый набор предопределяет определенный технологический процесс:

$$T_\alpha = \{A_\alpha^i\} \quad i = 1, 2, 3, \dots, m_\alpha, \quad (2)$$

где m_α - количество операций (A_α)

Количество наборов значений признаков, а следовательно и количество технологических процессов, формируемых из матрицы будет меньше или равно произведению количества параметров деталей на все их значения:

$$K = \prod_{i=1}^m Y_i, \quad (3)$$

где K - количество наборов значений (количество технологических процессов); m - количество конструктивно-технологических параметров деталей; Y_i - количество значений, принимаемых каждым параметром.

Проведенное сопоставление отдельных маршрутных технологических процессов классификационных групп показало возможным упорядочить их путем объединения в обобщенный маршрут.

Необходимым условием включения отдельных маршрутных технологических процессов в обобщенный является наличие ряда одинаковых операций или области пересечения маршрутов (M_i и M_j), как непустого множества [1]. Если это условие не выполнено, то есть отсутствует область пересечения:

$$M_i \cap M_j = \emptyset, \quad (4)$$

маршруты не могут быть объединены в один обобщенный маршрут. При объединении маршрутов идентичные операции включаются одной операцией. Это резко сокращает объем информации в памяти ЭВМ, и создаются предпосылки для унификации и стандартизации технологических операций и технологических процессов в целом.

После упорядочения нормативно-справочной информации разрабатывается модель обобщенного маршрутного технологического процесса. Значения конструктивно-технологических параметров деталей, влияющие на структуру технологических операций, рассматриваются в виде логических условий и описываются правилами алгебры логики.

Следовательно, логическая функция каждой технологической операции (f_{m_α}) может быть выражена как

$$f_{m_\alpha} = \left\{ \bigcup_{j=1}^{n_1} \left(\bigcap_{i=1}^{n_2} S_i \right)_j \right\} m_\alpha, \quad (5)$$

где $m_\alpha = 1, 2, 3, \dots, n$ - количество операций в технологическом процессе; n_1 - количество логических условий, определяющихся дизъюнкцией; n_2 - количество логических условий, определяющихся конъюнкцией; S_i - идентификатор параметра деталей в соответствии с классификационным кодом.

Логическая функция обобщенного маршрутного технологического процесса (F_{MO}) будет иметь вид:

$$F_{MO} = \bigcup_{m_{\alpha}}^n \left\{ \bigcup_{j=1}^n \left(\bigcap_{i=1}^n S_{ij} \right) \right\} m_{\alpha} \quad (6)$$

Алгоритм проектирования технологических процессов представлен блок схемой (рис. 1).

При моделировании технологического процесса важным моментом является выбор оптимальной модели.

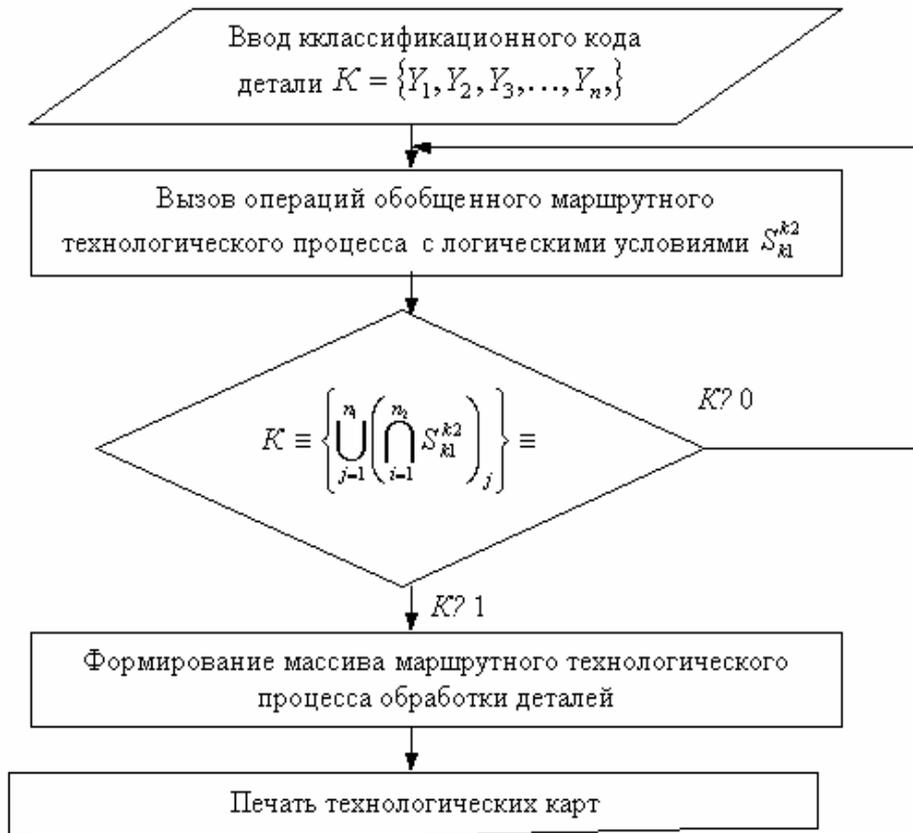


Рисунок 1 – Блок схема алгоритма автоматизированного формирования маршрутных технологических процессов

Технологические процессы обработки деталей тел вращения резанием многократно повторяются практически в одинаковых производственных условиях. Поэтому модели, описывающие определенные этапы проектирования, можно считать статическими, то есть не зависящими от времени.

При автоматизированном формировании маршрутного технологического процесса необходимо формализовать выбор технологических операций и установить взаимосвязь между ними.

Решение этих задач с применением аналитических методов, разработанных в прикладной математике, представляет определенную сложность.

Поэтому в данном случае, для формализации процесса проектирования маршрутной технологии обработки деталей резанием, целесообразно применить метод статистического моделирования, реализуемой на электронно-вычислительной машине. Сущность метода статистического моделирования состоит в построении соответствующего алгоритма, имитирующего при помощи операций машины исследуемый процесс и взаимодействие элементов в процессе. Значительно возросла роль метода статистического моделирования в связи с автоматизацией управления производством. Метод статистического моделирования не требует создания специальной аппаратуры. При решении задачи используются существующие операторы электронно-вычислительной машины. Этот метод позволяет легко изменить параметры исследуемого процесса.

Моделирующий алгоритм представляется в виде операторной схемы. Содержащей последовательность операторов, каждый из которых изображает группу элементарных операций, выполняемых машиной. Выбор системы операторов для представления моделирующего алгоритма играет существенную роль, так как он определяет степень наглядности изображения алгоритма и удобство его использования.

Выводы

Разработанная система автоматизированного проектирования технологических процессов позволяет:

- максимально сократить объем нормативно справочной информации базы данных;
- позволяет использовать алгоритм решения задачи для адаптации к различным производственным условиям;
- сократить трудоемкость подготовки входной информации на 30%;
- использовать статистический метод моделирования для оптимизации технологических процессов.

Предложенный метод описания структуры технологических операций позволяет использовать классификационный код деталей для автоматизированного формирования технологических процессов.

Система автоматизированного проектирования технологических процессов внедрена в учебный процесс по дисциплине САПР ТП. Разрабатывается методика промышленной апробации системы в производственных условиях машиностроительных предприятий.

Литература

- 1.Разработка технологических процессов обработки деталей с помощью ЭВМ./Н.М. Капустин. М.: Машиностроение, 1986 г.,288с.
- 2.Словарь по кибернетике: Св.2000 ст. /Под ред. В.С.Михайлевича.- 2-е изд. К.: Гл. ред. УСЭ им. М.П.Бажана, 1989. – 751 с.

УДК 621.002:539.373

Онищук С.Г.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

In paper questions of security of exactitude of machining of parts surveyed at electro-mechanical machining and the mathematical model of shaping of residual deformations with application of graph theory is developed.

Введение

Современное тяжелое машиностроение характеризуется большим количеством крупногабаритных деталей, к качеству изготовления которых в последнее время предъявляются повышенные требования. В процессе механической обработки происходит съём больших объёмов металла. Это приводит к нарушению энергетического равновесия заготовки и, как следствие, происходит перераспределение остаточных напряжений и деформации детали. Решение этой проблемы в настоящее время осуществляется включением в технологический процесс термической обработки, а также доводочно - пригоночных операций при сборке машины. Это приводит к увеличению продолжительности производственного цикла изготовления машины и росту ее себестоимости.

Целью работы является исследование процессов перераспределения остаточных напряжений и деформаций при электромеханической обработке нежестких деталей с использованием теории технологической наследственности.

Состояние вопроса и постановка задачи исследования

В результате анализа исследований А.П. Соколовского, О.Ю. Коцюбинского, Б.А. Кравченко, С.П. Гинкула, А.Н. Овсеенко и других авторов было установлено, что в их работах рассмотрены закономерности влияния технологических и конструктивных факторов на остаточные деформации деталей простых форм на отдельных операциях механической обработки. В последнее время в машиностроении применяются методы обработки, позволяющие интенсифицировать процесс обработки. Одним из таких методов является электромеханическая обработка, представляющая собой процесс ввода в зону резания электрического тока низкого напряжения [1].

Однако процессы перераспределения остаточных напряжений и деформаций при электромеханической обработке нежестких деталей исследованы не достаточно. Поэтому поставлена задача исследования закономерностей перераспределения остаточных напряжений и деформаций с использованием теории технологической наследственности.

Алгоритм перераспределения остаточных напряжений и деформаций с учетом технологического наследования при электромеханической обработке базовых деталей

Рассмотрим процесс обработки станины прокатного стана открытой формы, упрощенный эскиз которой представлен на рисунке 1.

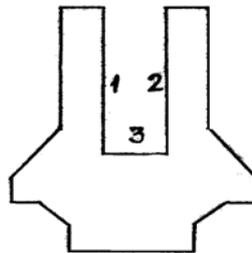


Рисунок 1 - План обработки станины

Рассмотрим свойства, создаваемые в ходе электромеханического фрезерования, используя свойства ориентированного графа, который с одной стороны отражает последовательность обработки детали, а с другой стороны - характер изменения и взаимосвязи исследуемых параметров на определенных этапах обработки.

На первом этапе станина после термической обработки имеет начальные свойства для каждой из 3-х стенок (вершины A_1 , A_2 , A_3), σ_o и f_o (рисунок 2).

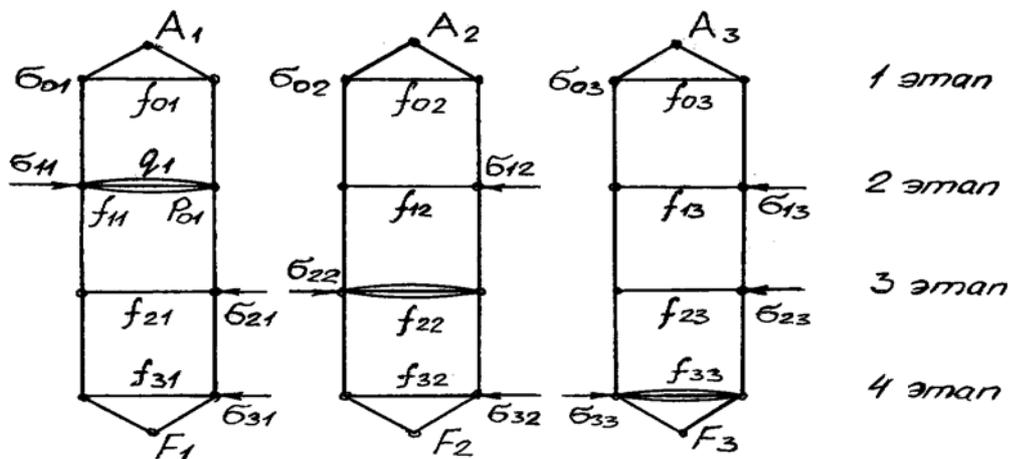


Рисунок 2 – Граф-схемы электромеханической обработки станины

Остаточные напряжения всех стенок станины определяются из соотношения [2]

$$\sigma_o = \frac{K\Delta t\alpha\beta E d_{oi}}{3\lambda},$$

где Δt - разность между температурой окружающей среды и начальной температурой перед охлаждением, °K; α - коэффициент теплоотдачи, Вт/м²·K; λ - коэффициент теплопроводности, Вт/м·K; K - коэффи-

циент пропорциональности, м/К; d_{oi} - половина толщины детали, м; β - коэффициент температурного расширения, °К.

В этом случае деформация каждой стенки определяется как $f_{нач}$.

На втором этапе производится электромеханическая обработка первой стенки путем снятия припуска e_1 . Это приводит к перераспределению остаточных напряжений, нарушению их равновесия по всему объему тела, что сопровождается короблением стенок (дуга P_{01} на рисунке 2). Коробление стенок приводит к изменению величины остаточных напряжений, что отражается связью q_1 .

Остаточные напряжения обработанной стенки определяются по следующей зависимости

$$\sigma_{11} = -\frac{3\sigma_{01}(2d_{o1}-e_1)^2}{2d_{o1}^2} + \sigma_{01} + \sigma_{1I}, \quad (1)$$

где σ_{1I} - остаточные напряжения, "вносимые" электромеханической обработкой, МПа.

При обработке стенки детали возникает момент неуравновешенных внутренних сил от перераспределения остаточных напряжений [3]

$$M = \sigma_{cp1} S_{\dot{O}}^F,$$

где $S_{\dot{O}}^F$ - статический момент площади, относительно главных центральных осей и части заготовки, оставшейся после удаления припуска, м³;

σ_{cp1} - величина остаточных напряжений в удаленном припуске, определяемая по формуле

$$\sigma_{cp1} = \frac{\sigma_{01} + \sigma_{11}}{2}. \quad (2)$$

Преобразовав выражение (2) с учетом (1) получим

$$\sigma_{cp1} = \sigma_{01} - \frac{3\sigma_{01}(2d_{o1}-e_1)^2}{4d_{o1}^2} + \frac{\sigma_{1I}}{2}.$$

Деформация обработанной стенки определяется по зависимости

$$f_{11} = \frac{\sigma_{\dot{n}o1} S_{y1}^F L_1^2}{EJ_{x1}} K$$

Остаточные напряжения необработанных стенок после перераспределения определяются как

$$\sigma_{12} = \frac{\sigma_{cp1} S_{Y1}^F}{S_{Y2}^F}, \quad \sigma_{13} = \frac{\sigma_{cp1} S_{Y1}^F}{S_{Y3}^F}.$$

Выражения для деформаций имеют вид

$$f_{12} = \frac{\sigma_{12} S_{y2}^F L_2^2}{EJ_{x2}} K, \quad f_{13} = \frac{\sigma_{13} S_{y3}^F L_3^2}{EJ_{x3}} K.$$

На третьем этапе обрабатывается вторая стенка, снимается припуск e_2 . Остаточные напряжения обработанной стенки определяются по формуле

$$\sigma_{22} = -\frac{3\sigma_{12}(2d_{02} - e_2)^2}{2d_{02}^2} + \sigma_{12} + \sigma_{2I},$$

$$\sigma_{cp2} = \frac{\sigma_{12} + \sigma_{22}}{2}.$$

Остаточные напряжения необработанных стенок 1 и 3 определяются по формулам

$$\sigma_{21} = \frac{\sigma_{\tilde{n}\delta 2} S_{\dot{O}2}^F}{S_{Y1}^F}, \quad \sigma_{23} = \frac{\sigma_{cp2} S_{Y2}^F}{S_{Y3}^F}.$$

Выражения для деформаций стенок станины примут вид

$$f_{22} = \frac{\sigma_{\tilde{n}\delta 2} S_{y2}^F L_2^2}{EJ_{x2}} K, \quad f_{21} = \frac{\sigma_{21} S_{y1}^F L_1^2}{EJ_{x1}} K, \quad f_{23} = \frac{\sigma_{23} S_{y3}^F L_3^2}{EJ_{x3}} K.$$

На четвертом этапе производится обработка третьей стенки детали, снимается припуск e_3 .

По аналогии с предыдущим этапом, остаточные напряжения всех стенок детали определяются по следующим зависимостям

$$\sigma_{33} = -\frac{3\sigma_{23}(2d_{03} - e_3)^2}{2d_{03}^2} + \sigma_{23} + \sigma_{3I}, \quad \sigma_{cp3} = \frac{\sigma_{33} + \sigma_{23}}{2},$$

$$\sigma_{32} = \frac{\sigma_{cp3} S_{Y3}^F}{S_{Y2}^F}, \quad \sigma_{31} = \frac{\sigma_{cp3} S_{Y3}^F}{S_{Y1}^F}.$$

Выражения для деформаций стенок примут вид

$$f_{33} = \frac{\sigma_{cp3} S_{y3}^F L_3^2}{EJ_{x3}} K, \quad f_{31} = \frac{\sigma_{31} S_{y1}^F L_1^2}{EJ_{x1}} K, \quad f_{32} = \frac{\sigma_{32} S_{y2}^F L_2^2}{EJ_{x2}} K.$$

Экспериментальные исследования влияния режимов при электро-механической обработке на деформацию корпусных и базовых деталей были проведены на образцах, отлитых из стали 35Л ГОСТ 977-75, прошедших нормализацию. Размеры образцов 130x100x40 мм. Ширина проема – 40 мм, высота – 100 мм. Электро-механическая обработка образцов производилась на вертикально-фрезерном станке мод.6Р13НФ-01 концевой фрезой диаметром 32 мм, режущая часть которой изготовлена из быстрорежущей стали Р6М5. Остаточные деформации образцов измеряли тензометриче-

ским методом на цифровом тензометрическом приборе ЦТМ-5. Режимы электромеханической обработки были следующими: глубина резания $t = 5$ мм, подача $s = 80$ мм/мин, скорость резания $v = 70$ м/мин, сила тока $I = 200$ А. Обработка осуществлялась с помощью установки для электромеханической обработки УЭМО-1. Результаты экспериментальных и расчетных значений остаточных напряжений и деформаций после электромеханической обработки представлены в таблице 1.

Таблица 1 - Результаты экспериментальных и расчетных значений остаточных напряжений и деформаций после электромеханической обработки

Обрабатываемая поверхность	Остаточные напряжения, МПа		Остаточные деформации, мкм	
	Эксперим.	Расчетн.	Эксперим.	Расчетн.
Обработка внутренних поверхностей				
1 стенка	22,5	21,1	2,4	2,6
2 стенка	22,8	21,3	3	2,8
3 стенка	25,1	25,4	2,6	2,7
Расхождение	7,8-10,1%		4,1-7,5%	
Обработка наружных поверхностей				
1 стенка	27,5	25,5	1,5	1,7
2 стенка	30	28	2,0	1,8
3 стенка	34	32	2,1	2
Расхождение	6,5-9,5%		5-10%	

Выводы

Разработана математическая модель технологического наследования факторов при электромеханической обработке резанием, определяющих процесс формирования качественных характеристик обрабатываемых поверхностей.

Приведенные результаты экспериментальных исследований наглядно иллюстрируют ведущую роль технологического наследования в процессе перераспределения остаточных напряжений при электромеханической обработке корпусных и базовых деталей. Остаточные деформации образцов, обработанных с применением электромеханической обработки, минимальны и находятся в пределах допусков, определенных техническими условиями.

Литература

1 Кухтик Т.В., Онищук С.Г., Прокопенко А.В., Лобунец Е.Ю. Повышение обрабатываемости материалов применением энергии электрического поля // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Научн.- техн. сборн. – Краматорск, ДГМА, 1999. – С.136-140.

2 Койре В.Е. Чистовая обработка крупных габаритных деталей.– М.: Машиностроение, 1976. - 117 с.

3 Коцюбинский О.Ю. Стабилизация размеров чугуновых отливок.– М.: Машиностроение, 1974. - 296 с.

УДК 621.3-523.8

Лебедев В.Я.

ГНУ ФТИ НАН Б, г. Минск, Беларусь

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ И КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ РОТАЦИОННЫМИ РЕЗЦАМИ

The paper discusses technological possibilities of using rotary tools for operations of machining large-dimensional parts from various materials. Some designs of rotary tools are described.

Проблемы обеспечения точности геометрической формы и качества поверхностного слоя крупногабаритных деталей являются актуальными для многих отраслей промышленности, и особенно для тяжелого машиностроения, обеспечивающего техникой горнорудный и металлургический комплексы, транспортное машиностроение, бумагоделательную и другие отрасли. Решаться они должны комплексно путем создания надежного и точного оборудования и разработки высокопроизводительного инструмента с высокой технологической стойкостью. Одним из перспективных видов режущего инструмента для таких условий обработки являются ротационные резцы.

Особенности кинематики, высокие динамические и термические нагрузки, возникающие при обработке крупногабаритных деталей, предъявляют высокие требования к инструменту, его технологической надежности и долговечности. Важное значение имеют и технологические возможности инструмента, диапазон реализуемых режимов обработки. С учетом этих требований в Физико-техническом институте НАН Беларуси разработано ряд конструкций ротационных резцов.

Высокими скоростными и динамическими характеристиками обладает ротационный резец, шпиндель которого монтируется на спаренных радиально-упорных подшипниках серии 436000, установленных по схеме Х. Наружные кольца подшипников замыкаются на распорную втулку, жестко зафиксированную относительно корпуса. В опорах создают предварительный натяг путем затяжки гайкой внутренних колец подшипников. Более технологичен вариант установки между внутренними кольцами подшипников втулки, обеспечивающей заданный натяг в опорах при затяжке гаек до упора.

Широкие технологические возможности имеет ротационный резец по а.с. СССР № 1054999. Его преимуществом является возможность регулировки соотношения жесткости передней и задней опоры, а скоростные характеристики при высокой жесткости обеспечивают надежную работу при скоростях резания до 16 м/с.

Для работы с повышенной глубиной резания разработан резец, шпиндель которого смонтирован на паре радиальных подшипников, установленных в корпусе и паре упорных, замкнутых на торцы распорной втулки. В передней радиальной опоре посредством пружины, а в упорных подшипниках посредством затяжки гайки создается предварительный натяг. Полость с подшипниками закрывается крышкой. На консоли шпинделя закрепляется режущая чашка. Разработанный резец позволяет снимать припуск до 1,5...2 мм при обработке гарнитуры конических мельниц МКН-03 с максимальным диаметральным размером 525 мм, изготовленной из стали 65Г твердостью HB285.

На ПО «Московский электромеханический завод им. «Владимира Ильича» точение ротационным резцом внедрено на операции обработки бочки роторов ГИВ-8 и ГИСВ 2-14 взамен круглого шлифования. Обработка ротационным резцом ведется на токарно-винторезном станке, оснащенный державкой, позволяющей реализовать 2-ую одноповоротную схему ротационного резания. По критериям безвибрационной работы и параметру шероховатости $R_a < 2,5$ мкм выбраны следующие режимы обработки и параметры инструмента с диаметром режущей чашки 46 мм из твердого сплава ВК6: $V = 7,5$ м/с; $S = 0,21$ мм/об; углы установки - $\varphi = 21^\circ$, $\omega = 24^\circ$ при углах заточки $\alpha = 18^\circ$, $\gamma = 30^\circ$. Глубина резания определяется припуском на обработку и составляет 0,2...0,35 мм. Штучное время на операции сократилось 5...8 раз. Отпала необходимость в операции снятия заусенца.

Ротационный резец применен при обработке наружной поверхности специзделия из высокопрочной стали. Габариты обрабатываемого изделия $D*L = 570*3200$ мм. Обработка выполнялась на токарном станке мод. SNA1000 фирмы «MCM CIMUMBS» с мощностью привода 22 кВт. Для обеспечения повышенной виброустойчивости процесса резания в полости детали устанавливались специальные демпферы с упругими элементами, выполненными из высоконапорного шланга. Инструмент устанавливается в каретку, имеющую пределы регулирования по высоте и закрепляемую в специальный резцедержатель с двумя позициями для ротационных резцов и двумя для призматических. Схема базирования обрабатываемого

изделия: патрон – резьбовая пробка с конической посадочной поверхностью – задний центр – задний вращающийся патрон. Режимы резания выбраны следующие: $V = 8,8 \dots 11$ м/с, $S = 0,3 \dots 0,4$ мм/об, $t =$ до 0,4 мм. Материал режущей части – твердый сплав Т15К6.

Внедрение технологии ротационной обработки позволило в 14 раз снизить норму времени на операции, обеспечить требования чертежа по точности (некруглость и нецилиндричность в пределах допуска на размер по 7-му качеству), параметру шероховатости $R_a < 1,6$ мкм и физико-механическим показателям поверхностного слоя (степени и глубине наклепа). Получен также значительный экономический эффект.

Ротационный резец успешно применяется в бумагоделательной промышленности при обработке наружной поверхности рубашки конических мельниц типа МКН. Техническими требованиями не допускается наличие заусенца на рабочих кромках ножей. Обработка ведется на токарно-винторезном станке. Призматический резец не обеспечивает стойкости на один проход даже на крайне низких режимах ($n \leq 50$ об/мин, $S = 0,12$ мм/об). Также требуется дополнительная операция по снятию заусенца. Внедрение ротационного инструмента, оснащенного твердосплавной пластиной марки ВК8 формы 12050 ГОСТ 25403 обеспечило получение заданных параметров шероховатости ($R_a < 3,2$ мкм) на режимах: $V = 6,8 \dots 8,7$ м/с, $S = 0,39 \dots 0,47$ мм/об, что снизило до 8 раз машинное время. Стойкость инструмента обеспечивает обработку 4...5 рубашек без переточки инструмента. Внедрение технологии с использованием ротационного резания улучшило качество приготавливаемого на мельнице сырья, повысилась его дисперсность и однородность. Технологическая стойкость мельницы повысилась на 30...35% . При обработке ножей мельниц их следует устанавливать на станке таким образом, чтобы направление их вращения совпадало с направлением вращения во время эксплуатации. Это обеспечивает повышение износостойкости рабочих граней мельниц.

Результаты выполненных исследований использованы в технологии ротационной обработки, переданной по лицензионному соглашению финской фирме «Юхтинеет Паперитехтаат Ой».

Объектом соглашения была технология обработки валов суперкаландров и ножевой гарнитуры мельниц в бумажной промышленности. По данным фирмы ротационный резец обеспечивает необходимые параметры по шероховатости и точности при обточке ножей конических мельниц на режимах: $V = 6 \dots 8,3$ м/с, $S = 0,4 \dots 0,6$ мм/об, $t =$

0,2...1,0 мм. Ножи мельниц изготовлены литьем их легированной стали, их твердость составляет 28 HRC. Общий вид гарнитуры мельницы JC-1 представлен на рис. 1.

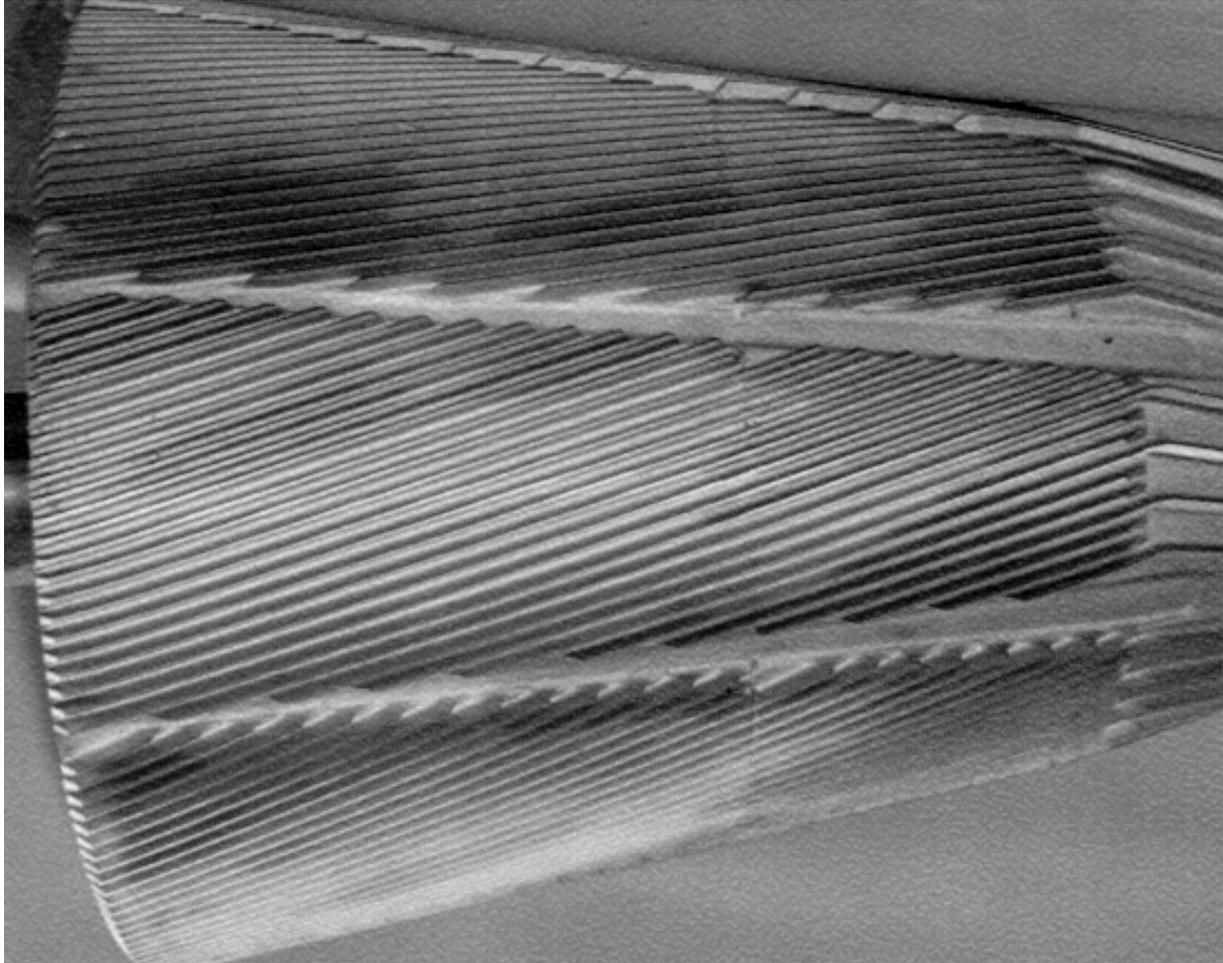


Рисунок 1 – Нож конической мельницы, обработанный ротационным резцом

Большие выгоды обеспечивают ротационные резцы при обработке гарнитуры дисковых мельниц типа SD-60 (рис. 3), изготовленных из высоколегированных сталей. Твердость материала обрабатываемых изделий составляет 54...56 HRC. Режимы обработки : $V = 5...6,3$ м/с, $S = 0,5$ мм/об, глубина резания $t = 0,03...0,08$ мм. При большей глубине ($t > 0,1$ мм) резец быстро выходит из строя. На указанной операции отмечено шлифование, производительность обработки возрастает в 15 раз. Ротационный резец на указанной операции показан на рис. 2.

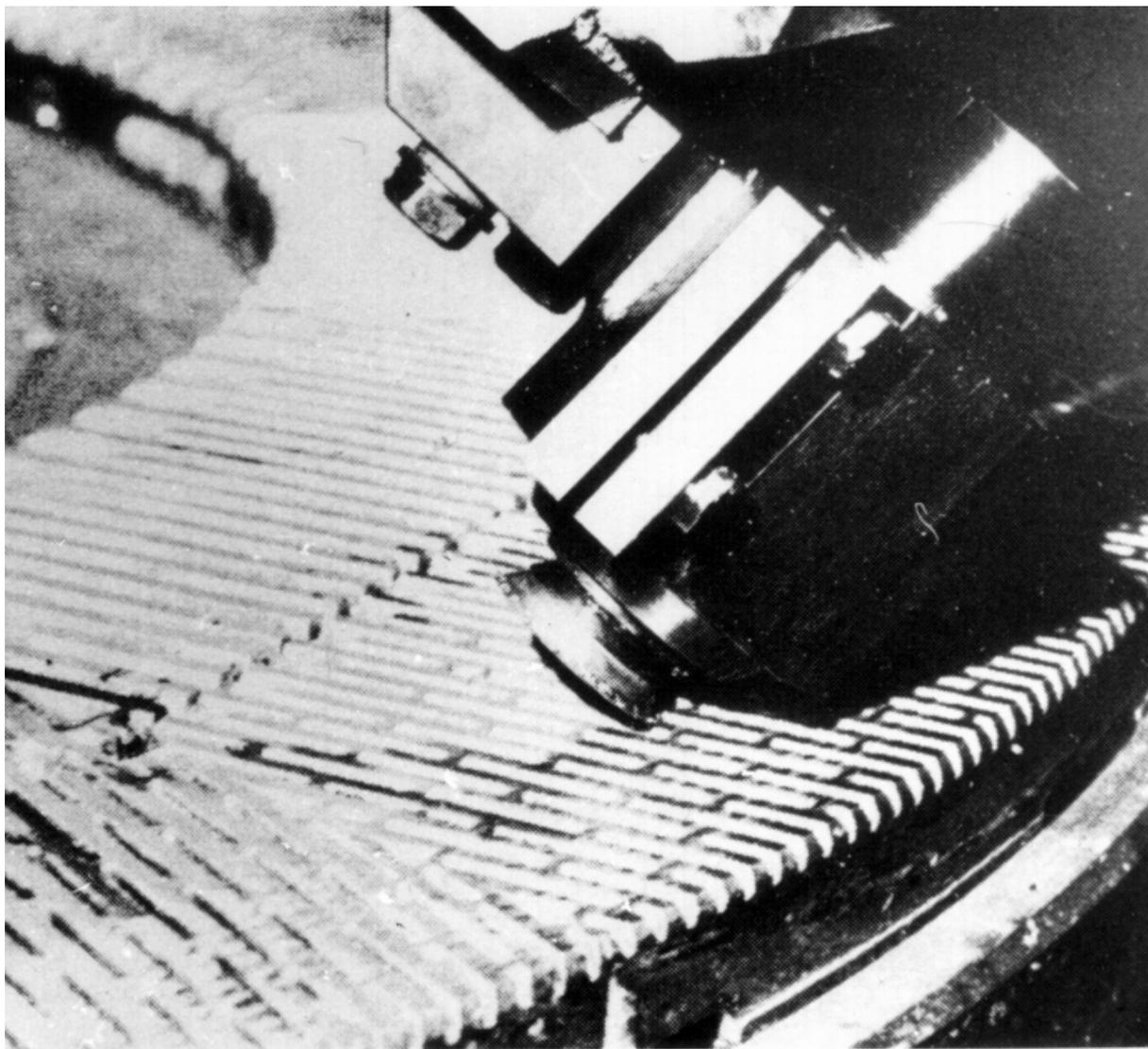


Рисунок 2 – Ротационное точение гарнитуры дисковых мельниц

Высокая размерная стойкость ротационных резцов обеспечила успешное применение их при обточке валов суперкаландров в бумагоделательной промышленности. Диаметр обрабатываемых валов 600... 800 мм при длине до 8600мм. Ротационным точением достигаются параметры некруглости и нецилиндричности обработанного вала не более 10 мкм. Достижимая шероховатость поверхности и подкатка задней поверхностью резца обработанной поверхности вала позволяют снизить в 2-4 раза время прикатки вала на машине. На рис.3 показан ротационный резец на операции обточки вала суперкаландра.



Рисунок 3 – Обточка вала суперкаландра ротационным резцом с охлаждением режущей чашки воздухом

Таким образом, внедрение технологии ротационной обработки обеспечивает повышение эффективности механической обработки деталей за счет повышения производительности в 3...6 раз при замене традиционного лезвийного инструмента и в 10...20 раз – при замене шлифования (особенно крупногабаритных деталей). Учитывая относительно высокую стоимость ротационных резцов (30-50 долларов), следует строго соблюдать технологические режимы, так как их правильный выбор обеспечивает длительную и устойчивую работу инструмента. Применение ротационных резцов обеспечивает также улучшение условий труда станочников, так как обработка ведется без СОТС. Внедрение ротационных резцов не требует специального оборудования. Ими могут оснащаться универсальные металлорежущие станки. Требуется, как правило, незначительная модернизация резцедержателя или специальная державка для ротационного резца, устанавливаемая в одну из позиций традиционного резцедержателя.

РАЗДЕЛ 5

Математическое моделирование и оптимизация технологических систем

УДК 621.9

Мироненко Е.В., Колесник В.В.

ДГМА, ЗАО НКМЗ, г.Краматорск, Украина

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ РАЗМЕРОВ СПЕЦИАЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН ДЛЯ АГРЕГАТНО-МОДУЛЬНЫХ РЕЗЦОВ

The system multicriterion the stochastic optimization developed, using original the approach to mathematical procedure of optimization, allows to solve problems of a choice of parameters carbide tools plates in view of features of processing on heavy and unique machine tools.

Введение

Оптимизация процесса механической обработки представляет сложную научную проблему при эксплуатации тяжелых и уникальных станков.

В ряде работ указывается на необходимость системного подхода к проблеме оптимизации механической обработки [1, 2], отмечается, что большое значение имеет оптимизация конструкции и геометрических параметров режущего инструмента, параметров станка во взаимосвязи с режимами его работы. Однако, остается не полностью исследован вопрос оптимального выбора специальных твердосплавных пластин для случаев обработки на тяжелых и уникальных станках с применением агрегатно-модульного инструмента.

Методика многокритериальной оптимизации

Для решения задач предметной области использования агрегатно-модульного инструмента при работе в широком диапазоне режимов резания на тяжелых станках разработан специальный пакет программ «Модуль», и система исходных, промежуточных и целевых функций для оптимизации. Программа базируется на системе многокритериальной нелинейной оптимизации «Марс» [3] и предназначена для решения задач типа

$$\begin{aligned} \min f(x, u) \\ x \in X(u) \end{aligned} \quad ,$$

где $X(u) := \{X \in QCR^n; g(X, U) \setminus 0, h(X, U)\} = 0$; f, g, h - непрерывные векторы функции; $f = (f', \dots, f^m)$; $g = (g', \dots, g^n)$; $h = (h' \dots h^s)$; X - вектор оп-

тимізації переменних $X = (X', \dots, X^S)$; U – вектор параметров $U = (U', \dots, U^S)$; a и b – фиксированные параллельные ограничения.

Система «Марс» с вычислительной точки зрения представляет из себя 4-е вложенных один в другой процесса: параметрический, (pr_process), многокритериального выбора (mc_process), нелинейной условной оптимизации (nr_process) и безусловной оптимизации (uc_process). Каждый из процессов содержит набор возможных методов, из которых в каждый момент времени работает только один (..method). Каждый из методов в итеративном цикле вызывает процесс нижнего уровня предварительно подготовив для него «внешние» параметры, причем столько раз сколько требуется из условий точности или дискретизации.

В этой версии были скорректированы зависимости показателя прочности и периода стойкости резцов от размеров пластины и державки, использованы результаты исследований конструкций агрегатно-модульных резцов на надежность, регламентов эксплуатации и обслуживания технологической системы, введены ограничения на стойкость с учетом стабильного струж-кодробления.

Выбор размеров специальных твердосплавных пластин

Размеры твердосплавной пластины прежде всего влияют на прочность режущего инструмента, что приводит к изменению основного времени обработки, коэффициента рассеивания стойкости и времени восстановления работоспособности технологической системы.

В связи с переходом на агрегатно-модульный принцип компоновки инструмента на тяжелых токарных станках, появилась возможность компоновать инструмент конкретно к выполняемой операции, с учетом сечения срезаемого слоя. Так как высота пластины оказывает влияние на все критерии оптимальности, необходимо иметь широкую номенклатуру пластин по высоте: от стандартных многогранных пластин с $h=8$ мм, до специальных пластин с уступом $h=12, 14, 16, 18, 20$ мм.

С увеличением высоты твердосплавной пластины с 8 мм до 20 мм растет прочность инструмента, допускаемая подача S_p изменяется от 1,0 мм/об до 2,5 мм/об, уменьшается коэффициент вариации стойкости $W=0,3-0,4$ для черновой обработки. Снижение поломок режущих пластин агрегатно-модульного инструмента приводит к уменьшению расхода твердого сплава, улучшению условий труда станочника на тяжелых токарных станках.

Ширина пластины выбирается с учетом размеров стружкозавивающих канавок выполненных на передней поверхности режущего лезвия с

учетом обеспечения дробления стружки в применяемом диапазоне режимов резания.

Учитывая дефицит твердого сплава и высокую его стоимость, большее значение имеет его расход. Масса специальных пластин для тяжелого резания, обычно больше чем масса стандартных многогранных пластин высотой 8 мм. Однако, значительный рост производительности приводит к тому, что расход твердого сплава для упомянутых пластин на 1 м² обработанной поверхности значительно меньше чем для многогранных.

На рисунке 1 дано сочетание множества Парето плоскостью двух критериев: A и $t_{шт}$.

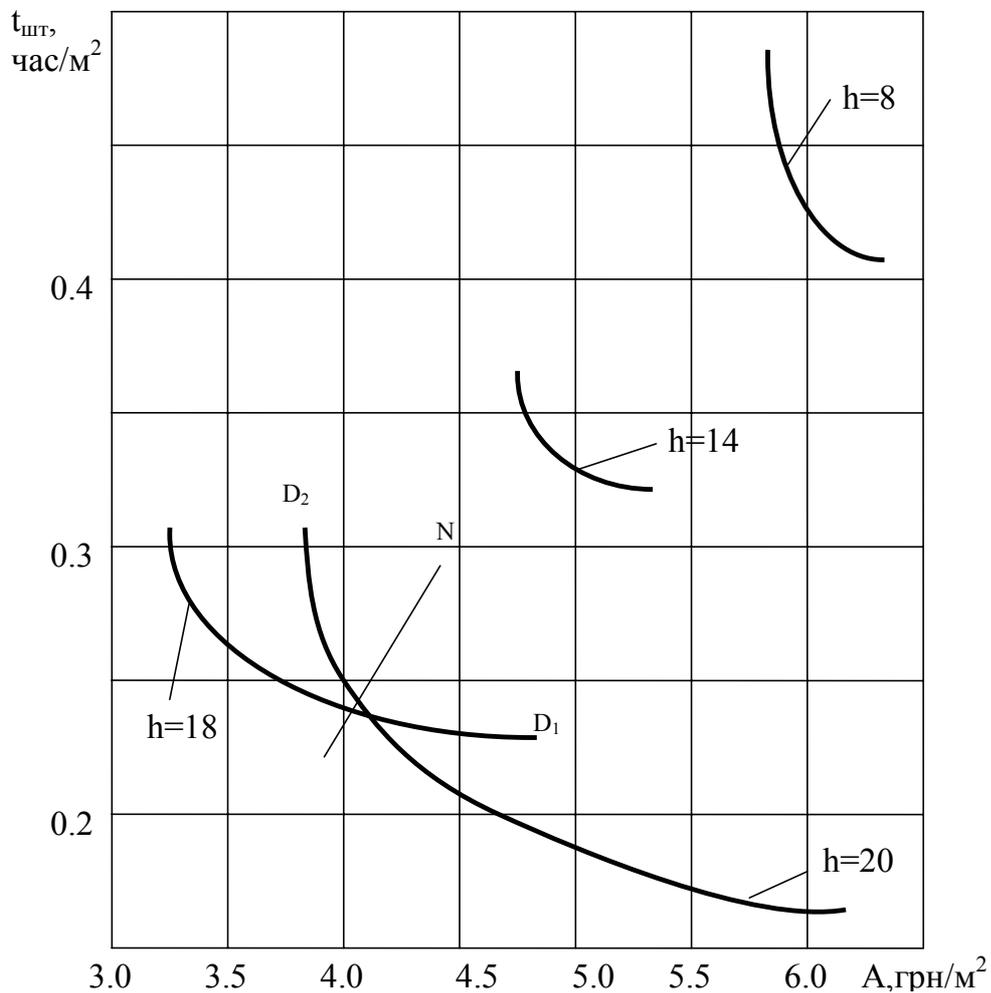


Рисунок 1 – Сечение множества Парето плоскостью критериев штучного времени $t_{шт}$ и цеховых расходов на обработку 1 м² поверхности детали для различных высот пластин h

Рациональные для практики сочетания параметров обработки обычно соответствуют области компромисса между значениями критериев оптимальности. В связи с этим определялись Парето-оптимальные варианты обработки с учетом высоты твердосплавной пластины.

Как следует из этого графика модульные резцы с высотой твердосплавной пластины 20 мм имеют преимущества по всей области применения по сравнению с $h=8$ и 14 мм. Обращает на себя внимание тот факт, что агрегатно-модульный резец с высотой пластины $h=20$ мм обеспечивает значительно лучший результат по затратам, чем аналогичный резец с $h=8$ мм. Применение новых конструкций агрегатно-модульного инструмента в сочетании с утолщенной твердосплавной пластиной обеспечивает снижение штучного времени и затрат примерно в 2 раза, а удельного расхода твердого сплава в три раза.

Однако, в этом случае, в связи с ростом режимов резания стандартная форма передней поверхности многогранной пластины с высотой $h=8$ мм не может быть использована. Кроме этого, стандартные пластины не являются достаточно универсальными и не обеспечивают эффективное дробление стружки при снятии больших сечений среза.

Возникает вопрос: какие пластины по высоте являются лучшими? Множество эффективных решений должно быть разделено плоскостью N на две зоны D_1 и D_2 (рисунок 1). Если производственные и технологические задачи требуют, чтобы штучное время было $0,1-0,25$ ч/м² и удовлетворяются затратами $4,5-6$ грн/м² то следует выбирать максимальную толщину $h=20$ мм (зона D_1). Зона D_2 является лучшей с точки зрения расхода твердого сплава.

Следует отметить, что внутри зон D_1 и D_2 можно двигаться согласно требований производства и соответствующих значений весомости критериев, изменяя параметры пластины и режимы резания.

Целесообразно рассматривать выбор высоты твердосплавной пластины с учетом расхода твердого сплава (рисунок 2).

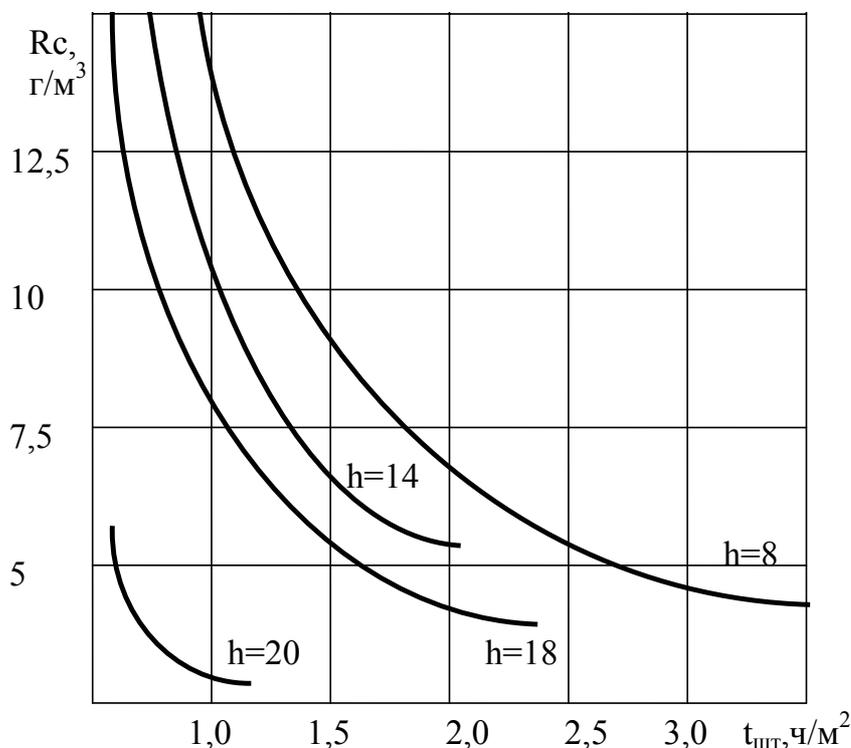


Рисунок 2 – Сечение множества Парето плоскостью критериев штучного времени $t_{шт}$ и расхода сплава R_c для различных высот пластин h .

При ограничении к расходу твердого сплава рекомендуемое значение перемещается в зону средних и малых высот твердосплавных пластин. Однако это приводит к снижению штучного времени.

Основные свойства сравниваемых конструкций пластин даны в таблице 1. В качестве показателей этих свойств выступают постоянные коэффициенты используемые в формулах для многокритериальной оптимизации. В числителе даны относительные значения показателей, а в знаменателе абсолютные величины соответствующих коэффициентов. Значения C_s и C_v соответствуют поправочным коэффициентам на подачу и скорость резания.

Проведенные исследования показали, что высота пластины влияет на прочность модульного инструмента, а выбор её должен производиться с учетом конкретной технологической и производственной ситуации.

Таблица 1 – Результаты оценки показателей свойств различных высот пластин

Свойства и показатели Тип и высота пластин	Прочность, C_s	Износостойкость, C_v	Стабильность, $1/C_w$	Заграты на обработку, $1/C_e$	Заграты на сплав, $1/A_c$	Заграты на инструмент, $1/A_0$
Квадратная $h=8$ мм	0,6	0,8	1,0	1,0	1,0	1,0
Специальная $h=14$ мм	1,0	0,9	1,2	1,0	0,8	0,69
Специальная $h=18$ мм	1,2	1,0	1,3	1,0	0,7	0,55
Специальная $h=20$ мм	1,4	1,0	1,4	1,0	0,6	0,5

Выводы

Разработанная система многокритериальной стохастической оптимизации на базе системы «Марс», использующая оригинальный подход к математической процедуре оптимизации, позволяет решать задачи выбора параметров твердосплавных пластин с учетом особенностей обработки на тяжелых и уникальных станках.

Оптимальные размеры режущих пластин колеблются в широких пределах, в зависимости от весоности критериев оптимальности. Так, для черновой обработки, в зависимости от производственной ситуации, должны применяться пластины с толщиной от 12 до 20 мм. Поэтому, конструкция инструмента, в системе инструментообеспечения, должны предусматривать большую номенклатуру пластин и возможность их быстрой и легкой замены.

Литература

- 1 Проскуряков А.В., Осипов А.В. Модель многоуровневой иерархической обработки // Вестник машиностроения. – 1986. – № 8. – С. 69 – 72.
- 2 Старков В.К., Киселев М.В. Оптимизация процесса резания по энергетическим критериям // Вестник машиностроения. – М., 1989. – № 4. – С.41-45.
- 3 Системный анализ: оптимизация и принятие решений в механообработке // Коткин Г.Г., Гузенко В.С., Еськов А.Л., Мироненко Е.В. и др. – Краматорск: ДГМА, 1998. – 234 с.

УДК 621.923

Грабченко А.И., Федорович В.А., Русанов В.В.
НТУ "ХПИ", г.Харьков, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА

The methodology of definition of optimum combination of strength properties of diamond grains and flow bundles at the stage of manufacturing of diamond circles and methodology of calculation of an optimum ratio of strength of flow bundle, diamond grains and their concentration is designed depending on strength properties of a worked stock

Введение

Существенным недостатком процесса алмазного шлифования является низкий коэффициент использования потенциально высоких свойств алмазных зерен. Этот недостаток определяется качеством и характеристиками алмазных кругов и правильностью выбора условий шлифования. Первое условие в большой степени обеспечивается на стадии изготовления алмазных кругов, второе – на стадии их эксплуатации.

Основная часть

Вопреки существующим представлениям о модели алмазоносного слоя кругов как совершенной [1,2,3] установлено, что структура алмазного слоя кругов содержит исходную дефектность в виде поврежденных алмазных зерен, которая количественно определяется безразмерной величиной степени повреждения алмазных зерен [4]. Авторы [5] показали, что в процессе спекания алмазных кругов содержание основной фракции (крупных зерен) уменьшается на 20-30%.

В настоящее время существует большое количество марок металлических, органических, керамических и других связок и такое же количество марок алмазных зерен, применяемых в алмазных кругах. Эти связки существенно различаются по своим прочностным свойствам. Например, только металлические связки имеют довольно широкий диапазон прочности от алюминиевых до твердосплавных (ВК8). Таким же широким диапазоном характеризуются прочностные свойства алмазных шлифпорошков от АС2 с прочностью –15Н, до АС160Т с прочностью до 1000Н, т.е. различными по прочности в сотни раз.

Существующие в литературе рекомендации по применению тех или иных алмазных зерен и марок связок носят общий характер и имеют большие диапазоны. Такие рекомендации, с учетом высокой стоимости алмазных зерен (различающейся в зависимости от марки зерна в сотни раз),

приводят к низкой эффективности их использования и, как следствие, – высокой себестоимости процесса алмазного шлифования, что существенно сдерживает его применение в процессах обработки. К нерациональному использованию алмазных зерен приводит также не всегда обоснованное назначение уровня их концентрации в алмазных кругах. Традиционно применяемая в серийно выпускаемых кругах концентрация алмазных зерен (25, 50, 100, 150, 200 %) требует существенного уточнения. Для обработки конкретного обрабатываемого материала должны быть выбраны конкретные по прочности (и цене) алмазные зерна, они должны быть заложены в определенную, по своим прочностным свойствам, связку, и их концентрация в круге должна быть строго определенной. При этом с целью экономии алмазных зерен их концентрация не должна ограничиваться серийно выпускаемой. При этом должна решаться также задача оптимального сочетания прочностных свойств металлической связки и алмазных зерен с точки зрения сохранения их целостности в процессе спекания алмазных кругов.

Методология решения данной проблемы базируется на 3D моделировании напряженно-деформированного состояния зоны спекания алмазных кругов и зоны шлифования, и анализе процессов разрушения, происходящих в этих зонах в зависимости от прочностных свойств алмазных зерен, связки и обрабатываемого материала.

С использованием разработанной методологии 3D моделирования НДС проведены исследования процесса спекания алмазных кругов на металлических, органических и керамических связках и зоны шлифования различных труднообрабатываемых материалов с целью определения оптимального сочетания прочностных свойств алмазных зерен, обрабатываемого материала и связки, как на стадии изготовления алмазных кругов, так и на стадии их эксплуатации.

Новые возможности изучения напряженно-деформированного состояния при спекании (изготовлении) алмазных кругов открылись с появлением пакетов программ по методу конечных элементов (МКЭ) типа "Cosmos", "Nostran", "Ansys" и др. Реализованная с использованием таких пакетов методология 3D моделирования напряженно-деформированного состояния (НДС) зоны спекания алмазных кругов и зоны шлифования позволила расчетным путем без длительных и трудоемких экспериментов прогнозировать и оптимизировать процесс спекания алмазных кругов и процесс шлифования.

Задачей процесса 3D моделирования НДС зоны спекания алмазносного слоя круга является определение оптимального сочетания прочностных свойств алмазных зерен и связки, при которых обеспечивается сохранение целостности алмазных зерен в процессе спекания алмазного круга.

При 3D моделюванні процесу спекання фрагмент алмазозного слоя круга моделювався кубом с розмірами 300x300x300 мкм, с поміщеним в центрі алмазним зерном в формі октаєдра розмірами 100x100 мкм, что соответствует 100% концентрации алмазного круга. Металлофаза в алмазном зерне моделювалась в виде прослойки толщиной 5-10 мкм различной формы и длины (рис.1).

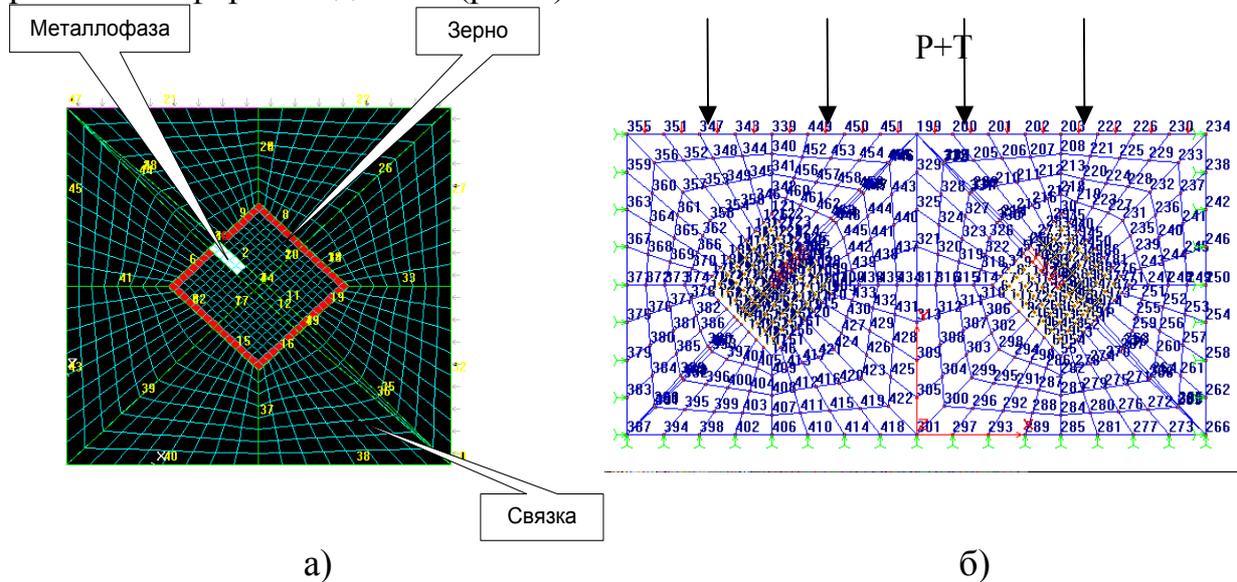


Рисунок 1 – Конечноэлементная модель системы "Связка-зерно-металлофаза"

а) для единичного зерна; б) для двух зерен

P – давление прессования круга; T – температура спекания алмазного круга

Модель нагружалась давлением и температурой, соответствующей реальному процессу спекания алмазных кругов. Алмазное зерно считалось разрушенным, если приведенные напряжения в нем превышали предел его прочности. Моделировался процесс спекания алмазозного слоя на различных металлических связках от алюминиевых до твердосплавных с различными по прочности алмазными зернами от АС2 до АС160Т.

Результаты 3D моделирования НДС зоны спекания алмазных кругов представлены на рисунке 2.

Путем варьирования сочетанием прочности алмазных зерен и их концентрации в круге для различных связок определялось такое их сочетание, при котором обеспечивалось сохранение целостности алмазных зерен.

Установлено, что далеко не все серийно выпускаемые круги с используемым сочетанием марок алмазных зерен и металлических связок могут быть изготовлены со стандартной концентрацией алмазных зерен без нарушения их целостности. Например, при спекании круга на связке М6-14 с алмазными зернами марки АС6 концентрация их в круге не должна превышать 7%, в противном случае они будут разрушаться уже в про-

цессе изготовления круга.

Показано, что для гарантийного сохранения целостности алмазных зерен практически во всех серийно выпускаемых кругах их концентрация должна быть существенно меньше применяемой.

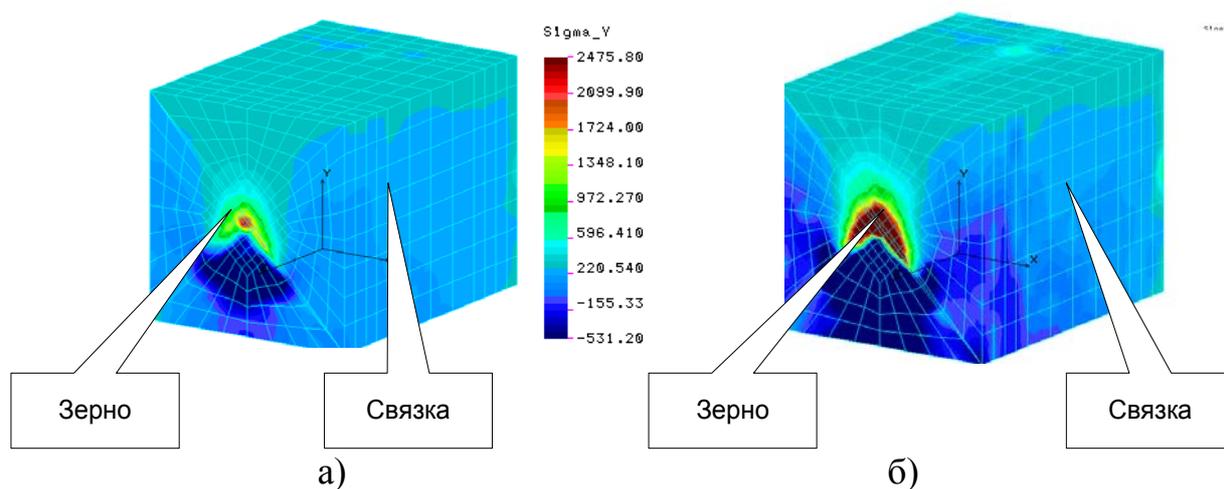


Рисунок 2 – Величина приведенных напряжений в системе "Зерно-связка" при 3D моделировании процесса спекания алмазных кругов
а - связка M1-01; б - связка BK8

Такая тенденция хорошо увязывается с возможностью и необходимостью снижения концентрации алмазных зерен в круге до уровня 10-15% при шлифовании сверхтвердых материалов [6].

Установлено, что для сохранения целостности алмазных зерен в процессе спекания круга должно быть строго соблюдено сочетание марки алмазных зерен и марки металлической связки. Так, для круга 100% концентрации зерен в различные металлические связки могут быть заложены алмазные зерна по прочности не ниже указанных в таблице 1.

Таблица 1 – Предельно допустимые прочности алмазных зерен для различных связок

Связка	M1-01	M2-09	M6-14	BK
Зерно	AC6	AC32	AC50	AC160

Таким образом, установлены оптимальные сочетания прочностей металлической связки и алмазных зерен с предельно допустимой концентрацией их в круге, обеспечивающие сохранение их целостности в процессе изготовления алмазных кругов. Полученные на первом этапе оптимальные соотношения прочностей связки, алмазных зерен и их концентрация

являются лишь ограничивающими параметрами и должны быть уточнены для процесса алмазного шлифования в зависимости от прочностных свойств обрабатываемого материала.

В процесса шлифования материалов, твердость которых не позволяет обеспечить классическое требование теории резания о 2-х кратном превышении твердости инструментального материала (ИМ) над обрабатываемым (ОМ), определяющим может являться соотношение прочностей элементов системы "обрабатываемый материал - алмазное зерно - связка круга". Например, при алмазном шлифовании синтетических алмазов (СА) или в процессе обработки природных алмазов (ПА) в бриллианты (далее, сверхтвердые материалы – СТВ) когда твердости ИМ и ОМ практически одинаковы, эффективность процесса полностью определяется оптимальностью выбора соотношения прочностей ОМ, алмазных зерен и связки круга [7].

Поскольку эффективность алмазного шлифования СТВ И ПА в большой степени определяется нагрузкой на единичное зерно, обеспечивающей его самозатачивание с образованием острых субмикроромок, представляется целесообразным определение оптимальной концентрации алмазных зерен в круге в зависимости от соотношения прочностных свойств пары "зерно-СТВ".

Применительно к алмазному шлифованию сверхтвердых материалов определены оптимальные характеристики алмазных кругов и условия обработки (табл.2)

Таблица 2 – Оптимальные характеристики алмазных кругов на этапе их эксплуатации

Обрабатываемый СТВ	Прочность алмазных зерен	Прочность металлической связки, ГПа	Концентрация алмазных зерен в круге	Скорость шлифования м/с	Нормальное давление, МПа
ПА	АС160	700	4-6	50-55	4-5
АСПК	АС160	600	5-7	40-50	3-4
АСБ	АС85	500	8-11	35-40	2,5-3
ДАП	АС60	400	12-15	30-35	2-2,5
СКМ	АС32	300	17-22	25-30	1,5-2
Гексанит-Р	АС15	100	25-35	20-30	1-1,5
Эльбор-Р	АС15	100	35-50	20-30	1-1,5

Такое соотношение прочностных свойств обрабатываемых материалов, связки и алмазных зерен обеспечивает бездефектную обработку при

условии максимально возможной производительности и минимального удельного расхода зерен в процессе алмазного шлифования. Определение подобных оптимальных соотношений применительно к процессу алмазного шлифования не только СТМ, но и твердых сплавов, керамики, полимеров и других материалов, является одним из важных резервов повышения эффективности данного вида обработки.

Выводы

Таким образом разработана методология определения научно обоснованных рекомендаций по применению оптимального сочетания прочностей связки, алмазных зерен и их концентрации для эффективного шлифования материалов различной прочности. Установлено, что прочность связки круга является важнейшим параметром, определяющим не только степень алмазоудержания, но и производительность процесса шлифования. Концентрация алмазных зерен в круге должна назначаться исходя из соотношения прочностей элементов системы "ОМ-зерно-связка". Уровень дефектности при алмазном шлифовании СТМ определяется соотношением прочностей СТМ, связки, алмазных зерен и их концентрацией в круге. Выбор зернистости алмазного круга следует проводить с учетом прочностных свойств различных по величине алмазных зерен.

Литература

1. Доброскок В.Л. Научные основы формирования рабочей поверхности кругов на токопроводных связках в процессе шлифования: Дис...докт. техн. наук: 05.03.01 - Харьков, 2001. - 447 с.
2. Резников А.Н., Гаврилов Г.М. Аппроксимация распределения размеров зерен в алмазных порошках // Синтет. алмазы. - 1974. - № 4. - С. 10-13.
3. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. - К.: Наукова думка, 1978. - 207 с.
4. Новиков Н.В., Майстренко А.Л., Кулаковский В.Н. Сопротивление разрушению сверхтвердых композиционных материалов. - Киев: Наук. думка, 1993. - 220 с.
5. Кизиков Э.Д., Верник Е.Б., Кошевой Н.С. Алмазно-металлические композиции. - К.: Техніка, 1988. - 136 с.
6. Грабченко А.И., Федорович В.А., Образков Б.В. Роль концентрации алмазов в круге при шлифовании поликристаллов сверхтвердых материалов // Сверхтвердые материалы. - 1984. - Вып. 1. - С. 49-52.
7. Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Rusanov V.V. 3D simulation of stress-deformed state of grinding zone of superhard materials. // Труды Междунар. конф. " International Scientific Conference (MicroCAD -2002), March 7- 8, Miscole, Hungary - 2002. - С.95-98.

УДК 621.91:004.032.26+004.891

Зинченко Р. А., Криворучко Д. В.

Сумской государственной университет, г. Сумы, Украина

НЕЙРОСЕТИ В ТЕОРИИ РЕЗАНИЯ: СОВРЕМЕННЫЕ ДОСТИЖЕНИЯ

In article modern achievements in creation of expert systems are considered on the basis of neural networks. Neuronets the universal tool of the description of experimental data. Because of the ability to be trained, compress great volumes of the data and to work thus with huge speed now neuronets apply in expert monitorings systems to management of high-speed processes turnings and millings, and also in expert systems of designing of technological processes of processing.

Введение

В современном машиностроении обработка резанием все еще остается преобладающим способом формообразования, на долю которой приходится более трети общей трудоемкости изготовления изделий [1]. Вместе с тем, в последнее время ужесточаются требования к процессу производства: малая себестоимость, высокая производительность в условиях мелкосерийного и серийного производства. В этих условиях применение систем адаптивного управления (САУ) станком и процессом обработки становится одним из перспективных направлений удовлетворения названных требований. САУ, основанные на экспертных системах, позволят повысить производительность обработки, повысить ее качество и, одновременно, снизить ее себестоимость. Исключение человека из процесса управления процессом обработки и замена его экспертной системой позволит точно и своевременно откликаться на изменения ситуации и вносить коррективы, основанные либо на опыте самой экспертной системы либо на наборе правил, которыми она пользуется.

Основа современной экспертной системы – нейронная сеть

Широкое распространение в последние годы получили экспертные системы основаны на методе нейронных сетей (НС) – искусственном интеллекте. Суть метода заключается в том, что одному или нескольким показателям некоторого процесса посредством НС ставятся в соответствие несколько факторов таким образом, чтобы все преобразование отражало моделируемую картину. Метод НС по своей сути очень сходен со статистическим методом, но является более универсальным за счет того, что при его реализации нет необходимости заранее определять вид функции преобразования – одна и та же НС может решать задачи прогнозирования силы резания и идентификации типа стружки. Другие преимущества НС состоят в том, что она может работать как с дискретными, так и с непрерывными величинами, а также может использовать свой опыт и, обучаясь, накапливать его.

Сеть образуют нейроны, соединенные послойно друг с другом (рисунок 1), и преобразующие посредством активационной функции поступаю-

щие на них по соединениям данные в единственное число - выход. Процесс вычисления функции преобразования представляет собой последовательное послойное вычисление выходов нейронов [2].

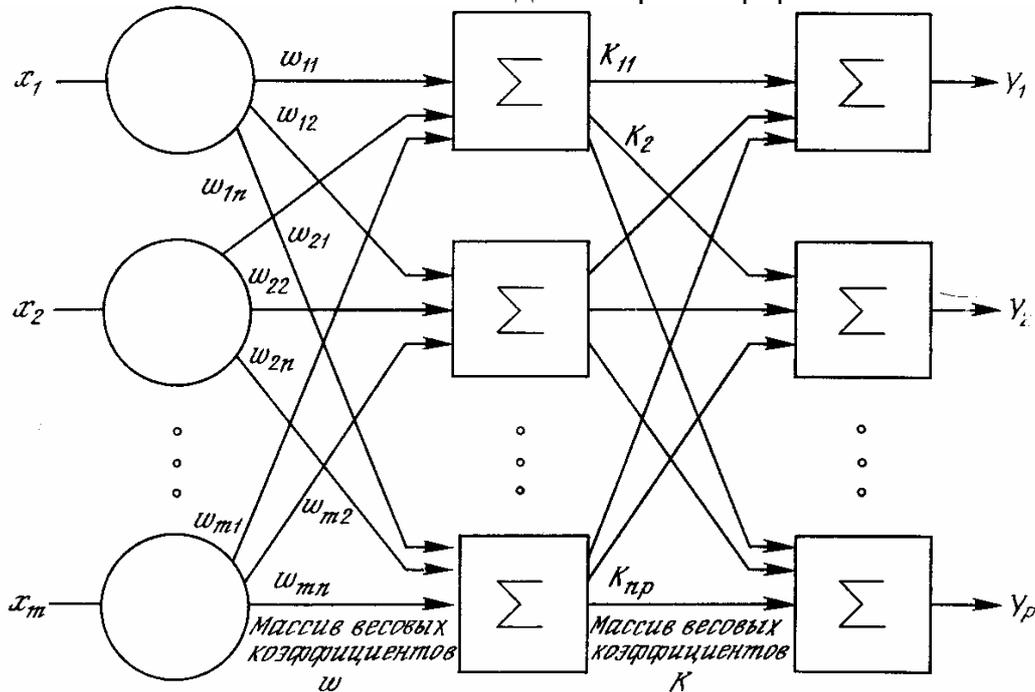


Рисунок 1 – Общий вид многослойной нейронной сети

Несмотря на то, что теоретические основы метода искусственных нейронных сетей были заложены в пятидесятых годах XX века, первые, заслуживающие внимания, публикации о его применении для решения задач механообработки появились лишь в 1989 году (рисунок 2). С каждым годом количество публикаций на эту тему непрерывно увеличивается, но все же их общее количество составляет менее 1% от всего объема публикаций по вопросам механической обработки [1].

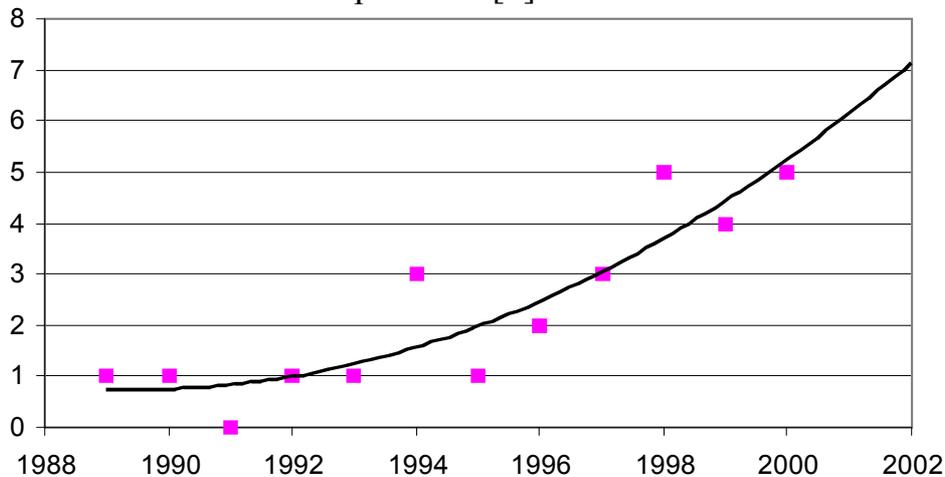


Рисунок 2 – Динамика роста количества публикаций о применении искусственного интеллекта для решения задач механообработки в ведущих мировых изданиях

Экспертные системы САУ

САУ какого-либо рабочего процесса обработки сводится к схеме, состоящей из трех этапов (рисунок 3): *мониторинга* и *идентификации* текущего состояния процесса обработки, *прогнозирования* дальнейшего развития ситуации и *принятия решения* по коррекции состояния процесса обработки, *внесения поправок* в процесс обработки посредством сообщения управляющих команд рабочим органам станка или оператору. Мониторинговые экспертные системы на основе НС могут с успехом использоваться как на первом, так и на втором этапах. Об этом свидетельствуют опубликованные работы ученых, занимающихся данной проблемой. Эти работы в большей части посвящены процессам концевому и торцевому фрезерованию [3, 4, 5, 6, 7] (69% от всех работ), точения [8, 9] (23% от всех работ) и сверления [10] (8% от всех работ).

Чаще всего для принятия решений предлагается использовать данные о спектре акустической эмиссии [5, 3, 10, 4, 11, 6, 12, 13]. В последние годы начинают использоваться и другие показатели. Например, в работе [9] для этой цели применяется отражающая способность и цвет стружки.

Эффективность применения мониторинговых экспертных систем на основе НС показана также для задач распознавания состояния обработанной поверхности и других технологических показателей при концевом фрезеровании [14] и точении [15, 16], а также для оптимизации процесса обработки [17, 18] в процессе обработки.

Мониторинговые экспертные системы на основе НС нашли практическое применение в реальных САУ процессами обработки. Так в работе [7] приведен пример их применения для поддержания максимальной производительности процесса точения за счет выбора оптимальных скорости резания и подачи в режиме реального времени. Но, по-видимому, самым заметным достижением в этой области является стократное снижение погрешности обработки на обрабатывающих центрах за счет компенсации температурных деформаций технологической системы, описанное Mou J. [13].

Экспертные системы при проектировании технологического процесса

НС могут использоваться не только в мониторинговых экспертных системах, работающих в реальном режиме времени. В некоторых последних работах НС предложено использовались для прогнозирования обрабатываемости, проектирования металлорежущего инструмента и технологического процесса. Так классифицирующие экспертные системы на основе НС применялись для идентификации типа стружки на основании данных о марке материала, силе резания, температуре резания, скорости резания, подаче, переднем угле и величине износа инструмента [19]. Разрабатываются теоретические основы приложения НС для прогнозирования на стадии проектирования силы резания [20, 21].

Известно решение этой задачи для процесса концевго фрезерования [22]. Также доказана возможность идентификации возможности вибраций [19, 23], прогнозирования их параметров [24] и величины шероховатости [25] при концевом фрезеровании. Существуют работы посвященные применению НС для назначения режима резания. Liao T. W. и Chen L. J для шлифования, а Sathyanarayanan G. и др. для глубинного шлифования построили методами НС модели соответствующих процессов и предложили назначать режим резания посредством оптимизации обработки с помощью этих моделей [26, 27]. Несколько другой подход предложен [28]. В этом решении экспертная система выполняет роль справочника об оптимальных режимах резания, не участвуя непосредственно в оптимизации.

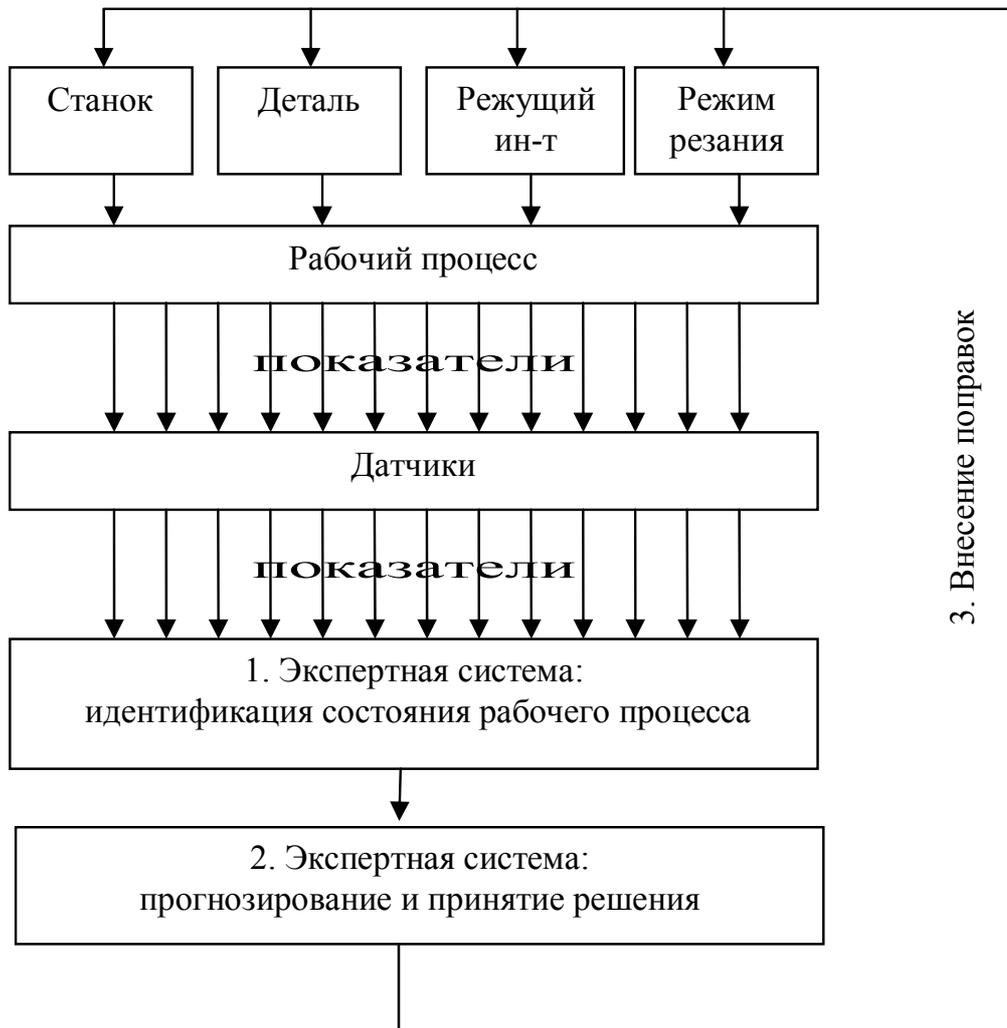


Рисунок 3 – Схема управления процесса на станке

Интересным приложением НС также является их применение для выбора типа режущей пластины [29], рабочего процесса прецизионной обработки закаленных сталей, станка и инструмента для получения поверхности с заданными свойствами [30].

Выводы

Таки образом, применение экспертных систем на основе НС уже дает некоторые результаты как в системах САУ, так и при проектировании технологических процессов. Большим преимуществом является возможность НС обучаться, существенно сжимать информацию (в сотни раз) и выполнять свои функции с высокой скоростью. Это позволило с успехом применить этот подход для управления высокоскоростными процессами точения и фрезерования, создания справочников, проектирования технологических процессов. Однако сейчас известны лишь единичные разработки – общей и универсальной методики применения НС еще не выработано.

На наш взгляд, следует ожидать хороших результатов и в случае применения НС в мониторинговых экспертных системах на станках автоматах и полуавтоматах, которые реализуют многоинструментальную обработку.

Литература

- 1 Present Situation and Future Trends in Modeling of Machining Operations: Progress Report of the CIRP Working Group Modeling of Operations//Annals of CIRP. -1998. -Вып. 47. -№ 2. -С. 587- 621.
- 2 Уоссермен Ф. Нейрокомпьютерная техника: теория и практика: Пер. с англ. - М.: Мир, 1992.
- 3 Ko J. T., Cho D. W. Adaptive modelling of the Millin Process and Application of a Neural Network for Tool Wear Monitoring//Int. J. Adv. Manuf. Technology. -1996. -№ 12. -С. 5- 13.
- 4 Shirase K. , Ikee S. , Hirao M. и др.и др. New approach to detect tool breakage in end milling on competitive neural network methodology//Int. J. Jap. Soc. Precis. Eng. -1994. - Вып. 28. -№ 3. -С. 233- 234.
- 5 Chen I. J. A fuzzy-nets tool-breakage detection system for end-milling operations//Int. J. Adv. Manuf. Technol. -1996. -Вып. 12. -№ 3. -С. 153- 164.
- 6 Chen I. J. An effective fuzzy-nets training scheme for monitoring tool breakage.//J. Intell. Manuf. -2000. -Вып. 11. -№ 1. -С. 85- 101.
- 7 Ko J. T., Kim H. S. Autonomous cutting parameter regulation using adaptive modeling and genetic algorithms//Precis. Eng. -1998. -Вып. 22. -№ 4. -С. 243- 251.
- 8 Siores E. , Sairi D. , Ghamami K. NDT and back propagation artificial neural network based monitoring of tool wear life in turning operations//Non-Destruct. Test. -Austral, 1997. -Вып. 34. -№ 4. -С. 116- 120.
- 9 Yeo S. H., Khoo L. P., Neo S. S. Tool condition monitoring using reflectance of chip surface and neural network.//J. Intell. Manuf. -2000. -Вып. 11. -№ 6. -С. 507- 514.
- 10 Li X. , Pong S. , Veruvinod P. K. Hybrid learning for tool wear monitoring.//Int. J. Adv. Manuf. Technol. -2000. -Вып. 16. -№ 5. -С. 303- 307.
- 11 Yonghong P. , Tongjian C. , Tse P. W. Wavelet packet and fuzzy neural network for tool wear monitoring.//J. S. China. Univ. Technol. Natur. Sci. -1998. -Вып. 26. -№ 11. -С. 150- 159.
- 12 Li X. Q., Wong Y. S., Nee A. Y. A comprehensive identification of tool failure and chatter using a parallel multi-ART2 neural network.//Trans. ASME J. Manuf. Sci. and Eng. - 1998. -Вып. 120. -№ 2. -С. 433- 442.

- 13 Mou J. A Method of Using Neural Networks and Inverse Kinematics for Machining Tools Error Estimation and Correction//J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. - 1997. -Вып. 119. -С. 247- 254.
- 14 Lou S. J., Chen I. J. In-process surface roughness recognition (ISRR) system in end-milling operations//Int. J. Adv. Manuf. Technol. -1999. -Вып. 15. -№ 3. -С. 200- 209.
- 15 Медведев В. В., Ковалевский С. В. Применение нейросетей при оценке информативности частот диагностического сигнала//Вісник Сумського державного університету. -Суми: СумДУ, 2002. -Вып. 35. -№ 2. -С. 74- 79.
- 16 Медведев В. В., Ковалевский С. В. О построении систем распознавания состояния обработанной поверхности на основе нейронных сетей//Сборник докладов Международной конференции "Нейрокомпьютеры и их применение". -М.: Россия, 2000. -С. 67- 69.
- 17 Ko J. T., Cho D. W. Adaptive optimization of the face milling operations using neural networks//Trans. ASME J. Manuf. Sci. and Eng. -1998. -Вып. 120. -№ 2. -С. 443- 451.
- 18 Liao T. W., Chen I. J. Manufacturing Process Modeling and Optimization Based on Multi-Layer Perceptron Network//ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering. - 1998. -Т. 120. -С. 109- 119.
- 19 Miernik M. Application of neural networks for chip-type prediction in the turning of cobalt alloys//Eur. J. Mech. Eng. [Rev. M]. -1997. -Вып. 42. -№ 2. -С. 79- 82.
- 20 Wang J. Y., Tang Y. Модели для прогнозирования сил резания//China Mech. Eng. -1999. -Вып. 10. -№ 12. -С. 1407- 1409.
- 21 Залого В. А., Криворучко Д. В., Мишенин А. А. Выбор оптимальной структуры нейросети для решения задач теории резания//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -Х.: НТУ "ХПИ", 2002. -Вып. 63. -С. 65- 71.
- 22 Shuijin L. , Rencheng J. , Yunfei Z. Моделирование сил резания при фрезеровании концевой фрезой со сферической режущей частью//Huazhong ligong daxue xuebao=J. Huazhong Univ.Sci. and Technol. -2000. -Вып. 28. -№ 6. -С. 99- 113.
- 23 Chuanxin S. , Junichi H. , Tochio Y. Прогнозирование вибраций при высокоскоростном концевом фрезеровании.//Nikon kikai gakkai ronbunshu.C=Trans. Jap. Soc. Mech. Eng. C. -2000. -Вып. 66. -№ 641. -С. 332- 338.
- 24 Stark G. A., Moon K. S. Modeling surface texture in the peripheral process using neural network, spline and fractal methods with evidence of chaos//Trans. ASME. J. Manuf. Sci. and Eng. -1999. -Вып. 121. -№ 2. -С. 251- 256.
- 25 Fang X. D., Jawahir I. S. Predicting total machining performance in finish turning using integrated fuzzy-set models of the machinability parameters//Int. Journal of Prodn. Res. -1994. -Вып. 32. -№ 4. -С. 833- 849.
- 26 Liao T. W., Chen I. J. A neural network approach for grinding processes: Modeling and optimizing//Int. J. Mach. Tools Manufact. -1994. -Т. 34, № 7. -С. 919- 937.
- 27 Ilhan R. E., Sathyanarayanan G. , Storer R. H., Liao T. W. Off-line multiresponse optimization of electrochemical surface grinding by a multiobjective programming method//Int. J. Mach. Tools Manufact. -1992. -Т. 32, № 3. -С. 435- 451.
- 28 Fichtner D. , Schone C. , Beyer O. Wissensbasierte Schnittwertermittlung mit hilfe von neuronalen netzen//Werkstattstechnik. -1995. -Вып. 85. -№ 9. -С. 419- 421.
- 29 Jawahir I. S., Fei J. Comprehensive evaluation of tool inserts for chip control using fuzzy modeling of machinability parameters//Trans. NAMRI. -1993. -№ 21. -С. 205- 213.
- 30 Романенко Д. Б. Использование нейронных сетей для разработки экспертных систем сравнения процессов прецизионного шлифования и тонкого точения закаленных сталей//Тезисы докладов Международного коллоквиума молодых ученых (инструмент). - К.: КПИ, 2002. -С. 4- 5.

УДК 621.9.025.004

Ковалева Л.И., Дюбнер Л.Г. Скрынник П.В.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина, IFQ, OTTO-VON-GUERICKE-
UNIVERSITÄT MAGDEBURG, г. Магдебург, Германия

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ АЛГОРИТМА ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ФИЗИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ, ЕГО СОПРОВОЖДАЮЩИХ

In the article the methods of modelling of difficult systems on experimental data are considered. The algorithm permitting to take into account as the input factors the physical laws, accompanying process of cutting is offered, that will allow to receive models uncovering phenomena and their communication with the variable factors of process.

Введение

Процесс резания, как сложная система, определяется множеством факторов, имеет сложную структуру и сопровождается различными физическими явлениями, такими как пластические деформации, трение, вибрации, тепловые и химические явления. Для исследования сложных объектов и оптимизации их параметров, применяются методы, обеспечивающие определение математических моделей по экспериментальным данным. Эти модели представляют собой эмпирические зависимости между исследуемыми входными факторами и выходными параметрами. Они пригодны только для управления процессом обработки в рассматриваемом диапазоне и не раскрывают сущности «черного ящика», т.е. явлений, которые сопровождают процесс резания.

Вместе с тем, знание механизма этих явлений открывает широкие возможности прогнозирования важнейших параметров процесса резания и более эффективного управления им.

Моделирование технологических систем механической обработки по экспериментальным данным

При моделировании технологических систем механической обработки наибольшее распространение получили два подхода, а именно детерминистический и самоорганизации.

К первому из них относится регрессионный анализ и его практическая часть - планирование эксперимента, целью которого является нахождение экстремума выходных величин. Регрессионный анализ основывается на положении, что структура модели (вид функции) известна. Для сложных объектов нахождение модели с использованием регрессионного анализа приводит к практически неосуществимым объемам экспериментов или к упрощенному представлению задачи в узком диапазоне изменения переменных и требует постановки экспериментов по специальным планам. Это делает его непригодным для обработки информации, полученной в условиях производства.[1, 2]

Ко второму направлению относятся методы теории эвристической самоорганизации. Сейчас для моделирования процессов резания и процес-

сов работы инструмента применяются метод искусственных нейронных сетей (МИНС) и метод группового учета аргументов (МГУА).

Теория самоорганизации основана на принципах самоорганизации и неокончателных решений (массовой селекции). [3, 4] *Принцип самоорганизации* устанавливает существование минимума ряда критериев, обладающих свойствами внешнего дополнения при постепенном усложнении математической модели. Человек указывает критерий, а машина находит его минимум и тем самым определяет единственную модель оптимальной сложности. *Принцип массовой селекции* указывает целесообразный путь постепенного усложнения модели в процессе поиска минимума критерия селекции. Алгоритмы массовой селекции реализуются в НС и в алгоритмах МГУА.

Создание в 1957 г. Розенблаттом Ф. персептрона [5,6,7] сделало возможным появление таких методов как МИНС и МГУА [3,4,5,7].

Хотя МИНС и МГУА основываются на общей теории эвристической самоорганизации и ее принципах, они отличаются по способу применения этих принципов.

В МИНС нейрон реализует следующие действия (рисунок 1): суммирует поступившие на него сигналы и выдает на выходе сигнал соответствующий заданной активационной функции (например, $OUT = \frac{1}{1 + e^{-NET}}$, где NET – суммарный сигнал, поступивший на нейрон).

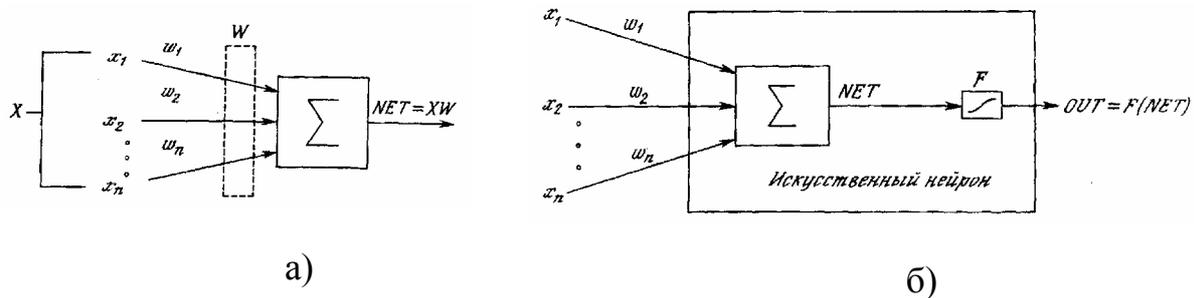


Рисунок 1 – Функционирование нейрона

а) искусственный нейрон; б) искусственный нейрон с активационной функцией

По аналогии с электронными системами активационную функцию можно считать нелинейной усилительной характеристикой искусственного нейрона. В НС (рисунок 2) описание образа в виде вектора подается на входной (нулевой) слой нейронов, с каждого нейрона нулевого слоя взвешенный сигнал (умноженный на соответствующий связи вес $w_{i,j}$) передается на каждый нейрон первого слоя. На выходе первого слоя формируется множество лучших решений о принадлежности данного образа к определенному классу. Активационные функции выступают в виде пороговых, интегральных воздействий (отбор лучших решений). Решение о принадлежности образа определенному классу не принимается сразу, а как бы оттягивается. Выходные сигналы нейронов первого слоя поступают на второй слой, и отбор решений повторяется. На выходе выходного слоя нейронов принимается окончательное (лучшее) решение.

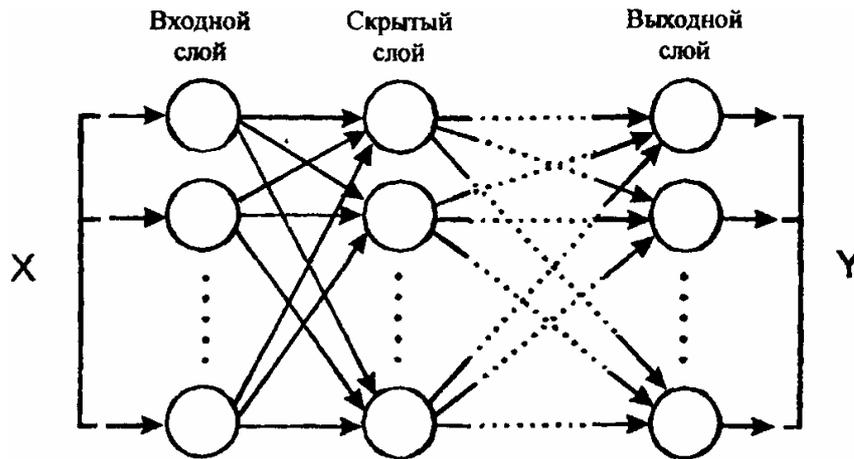


Рисунок 2 – Многослойная нейронная сеть

В МГУА принципы эвристической самоорганизации применяются для отыскания структуры модели описываемого процесса. Формируется множество "частных" моделей. В качестве пороговых, интегральных воздействий выступают эвристические критерии, являющиеся внешним дополнением. На каждом этапе селекции осуществляется отбор нескольких лучших (в смысле выбранного критерия) "частных" моделей, на основании которых формируются "частные" модели следующего ряда селекции. Окончательная модель выбирается из условия глобального минимума внешнего критерия.

Таким образом, МИНС, пользуясь принципами эвристической самоорганизации, определяет принадлежность образа к определенному классу, а МГУА определяет структуру модели рассматриваемого процесса.

МИНС позволяет решать задачи классификации образов, кластеризации/категоризации, аппроксимации функций (имитации процесса), единичного прогноза, оптимизации и управления. МИНС благодаря своей структуре позволяет решать задачи часто неформализуемые или трудно формализуемые проще, чем стандартные методы. Однако, следует заметить серьезный недостаток МИНС, особенно для решения задач механической обработки, - для алгоритмов обучения или самообучения НС требуется большая обучающая выборка. [5]

Вместе с тем, несмотря на то, что МИНС позволяет заменить сложные и громоздкие аналитические или эмпирические зависимости, по которым можно управлять процессом резания, этот метод не применим для получения моделей процесса с целью прогнозирования явлений его сопровождающих и оптимизации условий проведения процесса. Для решения подобных задач целесообразно применять алгоритмы МГУА.

Моделирование процесса резания с учетом физических явлений, его сопровождающих

Метод группового учета аргументов представляет собой попытку, исходя из принципов эвристической самоорганизации, построить новый аппарат математического моделирования, позволяющий постепенно увеличивать сложность математического описания (модели) до тех пор, пока

это приводит к повышению точности моделирования. Другими словами, МГУА решает задачу оптимизации сложности модели в соответствие с выбранным критерием. Постепенное увеличение сложности контролируется по величине значения критерия, например, среднеквадратической ошибки, измеряемой на отдельной проверочной последовательности данных. С повышением сложности модели ошибка обычно резко падает, образуя два - три минимума, а затем медленно увеличивается. Первый (или глобальный) минимум ошибки определяет собой модель оптимальной сложности.

Основное отличие МГУА от других математических методов (рекуррентные методы, методы декомпозиции и др.) состоит в том, что обе исходные последовательности экспериментальных данных (обучающая и проверочная) с каждым рядом селекции обновляются: лучшие результаты предыдущего ряда используются в качестве исходных данных для последующего ряда селекции.

Структура алгоритма МГУА многорядна: промежуточные переменные, получаемые после первого ряда, используются для образования комбинаций по два для последующего ряда селекции и т.д. После каждого ряда организуются пороговые самоотборы и на следующий ряд пропускается только некоторый процент наиболее точных промежуточных переменных. Точность промежуточных переменных характеризуется величиной среднеквадратической ошибки, определяемой на отдельной проверочной последовательности.

Правило остановки наращивания числа рядов селекции следующее: как только ошибка снизилась до допустимого значения или начала систематически повышаться, увеличение сложности полного описания прекращается.

Основные этапы алгоритмов МГУА, рассмотренные в общем виде, следующие:

1 На каждом ряду селекции генерируется множество гипотез о логике среды и принятия решения, т.е., на каждом ряду генерируется множество моделей-гипотез исследуемой среды.

2 Осуществляются интегральные воздействия на поток обрабатываемой информации на каждом ряду селекции с учетом заданной цели. Простейшей реализацией интегрального воздействия являются пороговые элементы, отбирающие часть наиболее эффективных (в смысле выбранного эвристического критерия) моделей и отбрасывающие остальные.

3 На основе решений предыдущего ряда генерируется множество моделей-гипотез последующего ряда, и по ним принимаются новые решения и т.д. Таким образом можно получить сколь угодно сложные модели по сравнительно коротким выборкам экспериментальных данных.

В работах Родина П.Р. и Равской Н.С. при моделировании работы режущего инструмента [1] был использован алгоритм, построенный по МГУА, особенностью которого было расширение пространства исходных аргументов путем добавления к вектору $\vec{X} = (x_1, x_2, \dots, x_m)$ некоторого пре-

образованного от исходного (например, $\overline{X}' = (\ln(x_1), \ln(x_2), \dots, \ln(x_m))$) или $\overline{X}'' = (\frac{1}{x_1}, \frac{1}{x_2}, \dots, \frac{1}{x_m})$). Вид функций преобразования брался из тех соображений, что данные функции широко используются при описании процессов резания. Это дало возможность получить модели более компактного вида, т.е. без разложений этих элементарных функций от одного аргумента. Если в математической модели получаем некоторое разложение более сложной функции от исходных аргументов, и вид которой мы можем определить, то такую функцию можно ввести как элемент входного множества переменных. Таким же образом можно учесть и известную априори информацию о характеристиках некоторых элементов сложной системы или их связях. Это повысит точность математической модели, а также приведет ее к более компактному виду и такая модель, естественно, будет адекватнее объяснять физику моделируемого объекта. [3,4]

При рассмотрении системы механической обработки такой известной априори информацией о характеристиках некоторых элементов этой системы и их связях являются аналитические или эмпирические зависимости, описывающие физические явления, сопровождающие процесс резания.

Процесс механической обработки определяется условиями обработки такими как: свойства инструментального и обрабатываемого материалов, режимы резания, характеристики станка, геометрические параметры инструмента и т.д. Поэтому эти условия являются входными данными модели процесса механической обработки, из которых выбираются наиболее существенные, использующиеся в качестве входных переменных модели процесса. Условия механической обработки определяют физические явления, сопровождающие процесс резания, и являются исходными для расчета аналитических или эмпирических зависимостей, описывающих физические явления, которые сопровождают процесс резания. На основании выше сказанного эти расчетные зависимости могут дополнить множество входных переменных модели процесса (рисунок 3). Это позволит не только упростить вид модели, повысить ее адекватность реальному процессу, но и отобразит как взаимовлияние явлений, сопровождающих процесс резания, так и влияние управляемых факторов на эти явления, тем самым, вскрывая механизм черного ящика.

Таким образом формируется система информационного обеспечения моделирования процесса резания (рисунок 3.). Система информационного обеспечения включает в себя:

- входные переменные процесса, значения которых можно получить в ходе эксперимента ($\overline{X} = (x_1, \dots, x_n)$);
- аналитические или эмпирические зависимости, характеризующие физические явления, сопровождающие процесс резания ($\overline{U}(\overline{X})$).

Модель процесса механической обработки будет искажаться в виде:

$$L = F(\overline{X}, \overline{U}),$$

где L – выходной параметр системы (управляемый параметр).

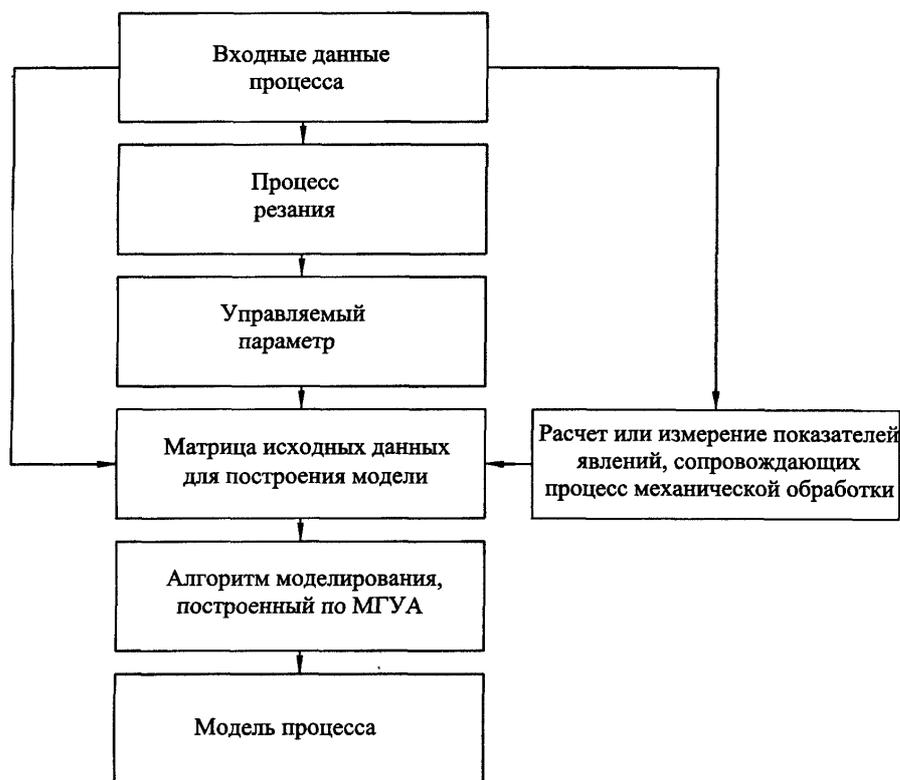


Рисунок 3 – Принципиальная схема алгоритма моделирования.

Выводы

В статье рассмотрены методы моделирования сложных систем по экспериментальным данным. Предложен алгоритм, позволяющий учесть в качестве входных факторов физические законы, сопровождающих процесс резания, что позволит получать модели, раскрывающие явления и их связь с переменными факторами процесса. Такие модели позволят более эффективно управлять процессом резания в целом, за счет управления физическими явлениями, его определяющими.

Литература

- 1 Родин П.Р., Равская Н.С., Касьянов А.И. Монолитные твердосплавные концевые фрезы. – К.: Выща школа. Изд-во при Киев. ун-те, 1985 – 64 с.
- 2 Равская Н.С., Ковалева Л.И. Применение методов самоорганизации для идентификации процессов и объектов. *Lucrările științifice ale simpozionului internațional "UNIVERSITARIA ROPET 2002" – INGINERIE MECANICĂ / ****, Petroșani: Focus, 2002.
- 3 Системы эвристической самоорганизации в технической кибернетике. Ивахненко А.Г. "Техника", 1971, стр. 372.
- 4 Ивахненко А.Г. и др. Принятие решений на основе самоорганизации. – М., "Сов. радио", 1976. – 280 с.
- 5 Круглов В.В., Борисов В.В. Искусственные нейронные сети. Теория и практика. – М.: Горячая линия – Телеком, 2001. – 382 с.:ил.
- 6 Розенблатт Ф. Принципы нейродинамики: Перцептроны и теория механизмов мозга. – М.: Мир, 1965.
- 7 Васильев В.И. Распознающие системы. – Киев: Наукова думка, 1988.

Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Филимонов Е.В.

НТУ «ХПИ», Харьков, Украина

СОВРЕМЕННЫЕ ПОДХОДЫ В МОДЕЛИРОВАНИИ СТРУКТУР ПРИМЕНИТЕЛЬНО К АБРАЗИВНО-АЛМАЗНЫМ ИНСТРУМЕНТАМ

Basic types of abrasive-diamond tools structures are considered. Analyses of forming methods for statistical modeling are carried out. Rational areas for basic abrasive-diamond tools modeling methods are defined.

Анализируя основные этапы в теоретических представлениях об абразивно-алмазных инструментах и процессах шлифования, можно отметить, что каждый из них был связан с новым уровнем соответствия разрабатываемых моделей реальным объектам. Развитие аппаратных и программных возможностей вычислительной техники, а также статистических методов исследования, сегодня позволяет судить о свойствах абразивно-алмазных инструментов на основе моделей их структур.

Исследования, проведенные авторами с использованием разработанной системы статистического моделирования [1], наработки в области образования плотноупакованных структур [2], состоящих из разноразмерных сфер, позволяют производить оценку эффективности различных подходов при решении задач моделирования абразивно-алмазных инструментов и сделать некоторые обобщения.

Проведем анализ методов формирования структур при статистическом моделировании, возможностей, особенностей и выделим области их рационального применения для приведенных типов абразивно-алмазных инструментов:

- Многослойные абразивно-алмазные инструменты: алмазные и абразивные круги, бруски и т. п., изготавливаемые методом прессования и спекания;
- Алмазные инструменты на гальванической связке, которые изготавливаются методами гальваностегии или гальванопластики;
- Шлифовальные шкурки, изготавливаемые механическим или электростатическим способами.

В работе [3] была предложена и в [4] получила свое развитие система подобий, включаемая в процесс моделирования абразивно-алмазных инструментов, которая, по сути, является набором требований к методам моделирования абразивно-алмазных инструментов.

При моделировании структуры определяется ряд характеристик (рис. 1), которые в совокупности с системой подобий определяют методы и алгоритмы, обеспечивающих адекватность модели.

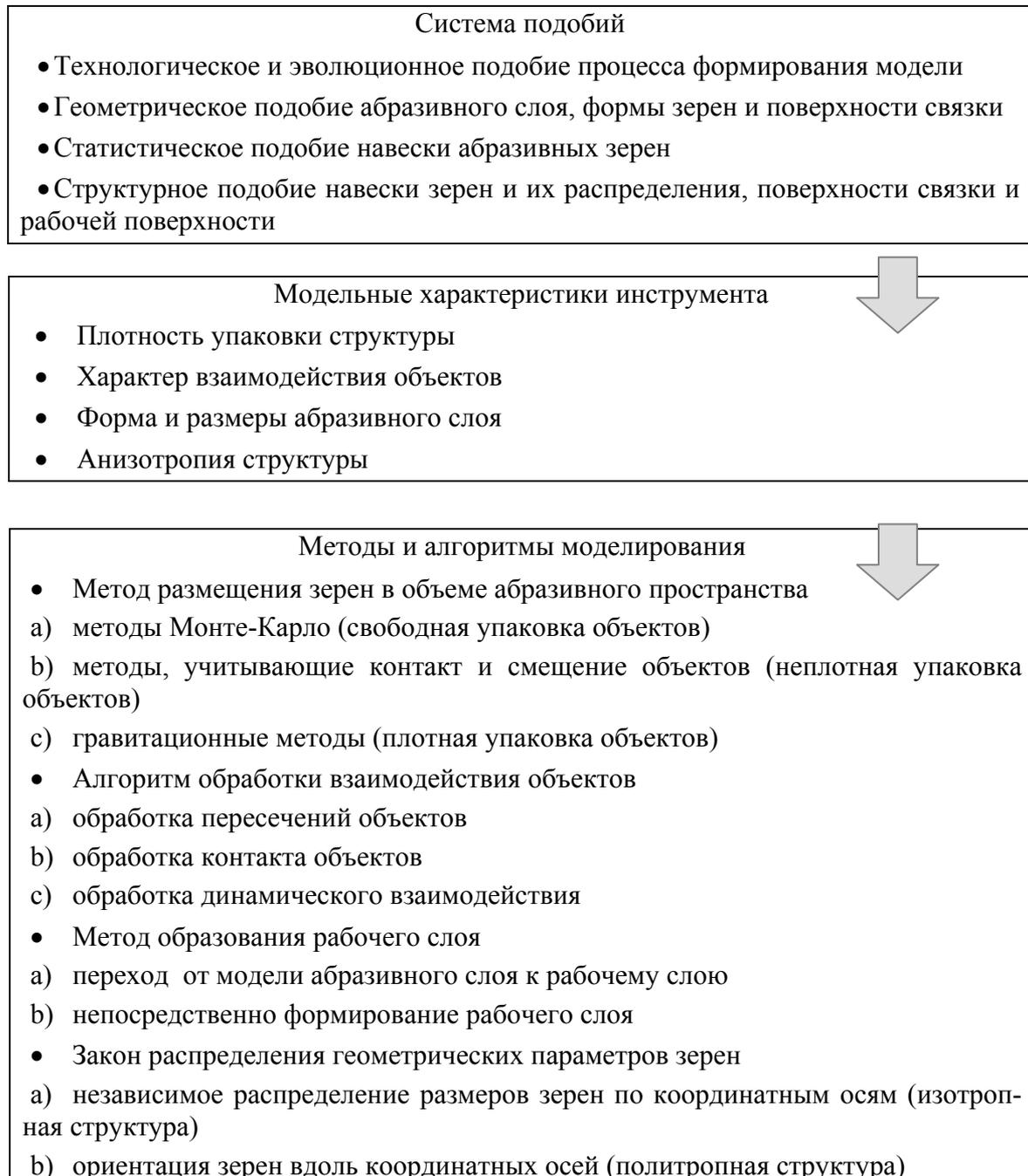


Рисунок 1 – Выбор методов и алгоритмов моделирования структур абразивно-алмазных инструментов

Метод размещения зерен в объеме абразивного пространства в зависимости от плотности упаковки объектов

- а) методы Монте-Карло (свободная упаковка объектов)
- б) методы, учитывающие контакт и смещение объектов (неплотная упаковка объектов)
- в) гравитационные методы (плотная упаковка объектов)

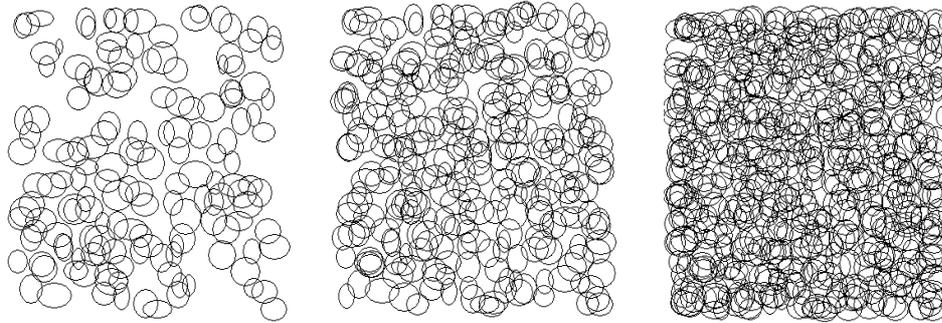


Рисунок 2 – Проекция структур алмазных инструментов с концентрацией зерен соответственно: 25%, 50%, и 100%, для моделей на основе трехосных эллипсоидов, полученных с использованием метода Монте-Карло и алгоритма «повторных бросаний» (ограничивающий объем – куб со стороной 1 мм, зернистость 100/80)

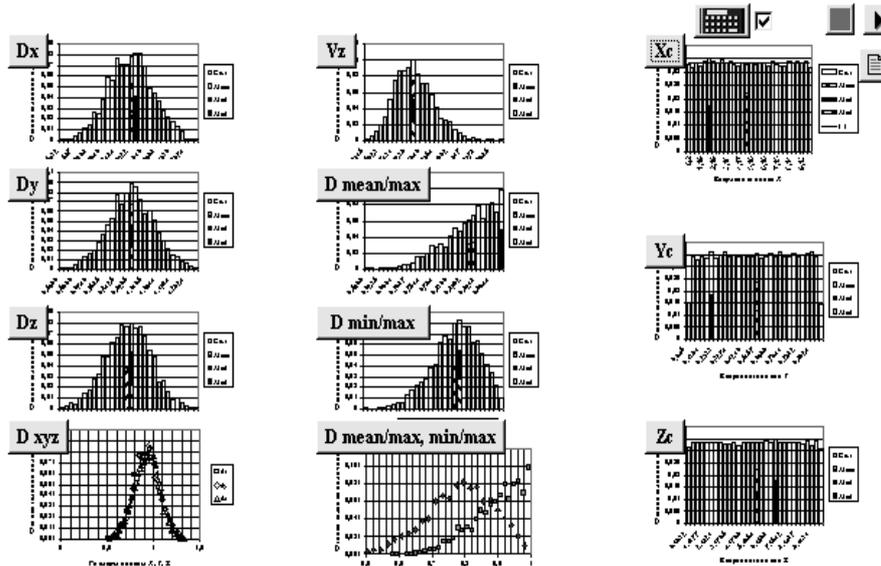


Рисунок 3 – Параметры законов распределений: центров зерен, относительных объемов зерен, размеров зерен по осям и т. п., полученные с использованием системы статистического моделирования абразивно-алмазных инструментов.

Свободно упакованными структурами можно считать модели алмазных кругов и брусков, у которых относительная объемная концентрация зерен невелика, и они практически не контактируют между собой. С ростом концентрации повышается плотность упаковки. Если все упаковываемые объекты контактируют друг с другом, то такая упаковка структуры является плотной.

При моделировании свободно упакованной структуры алмазных инструментов с использованием методов Монте-Карло [5] после формирования навески последовательно генерируются координаты объектов. Производится анализ «попадания» текущего зерна на ранее размещенные зерна и, при обнаружении пересечения, некоторое число раз повторяется цикл генерирования координат и контроля. С ростом плотности упаковки структуры вероятность возникновения пересечений и число вычислительных операций растут в геометрической прогрессии, и поэтому использование данного метода становится затрудненным.

Таблица 1 – Изменение коэффициента «бросаний» при использовании метода Монте-Карло и алгоритма «повторных бросаний»

Концентрация алмазных зерен	25%	50%	75%	100%
Относит. объемная концентрация	6,25%	12,5%	18,75%	25%
Число зерен	154	304	450	595
Число «бросаний»	224	773	2967	21220
Коэффициент «бросаний»	1,455	2,543	6,593	35,664

Основной особенностью так называемых гравитационных методов, основанных на контактно силовом взаимодействии, является исключение на всех этапах возможности пересечения объектов. В отличие от методов размещения объектов по всему объему пространства при использовании алгоритмов плотной упаковки, моделируется сближение и скольжение одного объекта (упаковываемого) по поверхности других (упакованных).

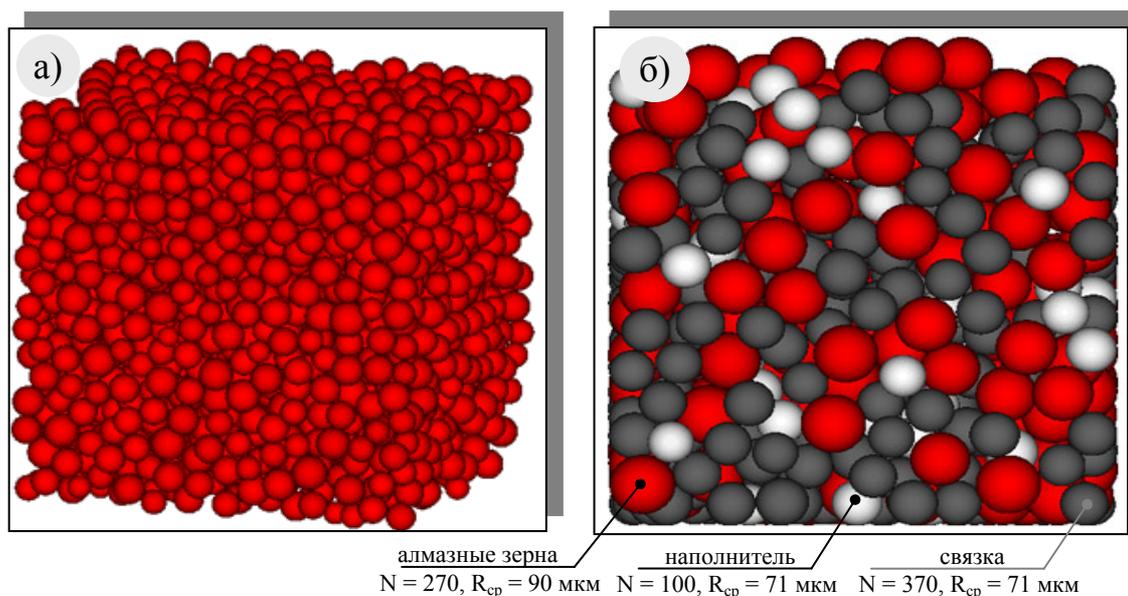


Рисунок 4 – Пример упаковки 2000 разноразмерных сфер и упаковки смеси абразивно-алмазного инструмента зернистостью 100/80 (система SIAMS S3D).

Для построения плотной упаковки разноразмерных сфер в бункере с плоскими стенками обычно используется алгоритм «перекатывания» [6]. Моделируется падение объекта, столкновение с другими объектами – стенкой бункера или уже упакованной сферой, прилипание к ней (без соударения) и скольжение по поверхности в направлении минимума потенциальной энергии (проекция на поверхность препятствия направления свободного падения). Остановка сферы происходит в точке пересечения трех поверхностей (три сферы, две сферы и плоскость и т.п.) или на поверхности, перпендикулярной направлению свободного падения сфер (например, на дне бункера).

Хотя данный метод соответствует принципу технологического подобия процессу образования смеси, из которой формируется инструмент (рис. 4,а), ограничения его использования заключаются в сложности моделирования этапов спекания инструмента и переупаковки объектов при изменении состояния связки, а упаковка, при которой все объекты контактируют между собой (рис. 4,б), может рассматриваться для ограниченного числа случаев.

Например, плотная упаковка зерен (рис. 4,а) характерна для алмазного инструмента, изготавливаемого методом гальваностегии, когда происходит стационарное размещение зерен по всему профилю инструмента в приспособлении.

В то же время данные [7] о порядке промежутков для порошков различной зернистости, нанесенных динамическим путем, свидетельствуют о том, что при закреплении зерен на поверхности инструмента, их также не удастся разместить плотно друг к другу. Это связано с силами отталкивания зерен друг от друга при взаимных соударениях.

Другое ограничение гравитационного метода упаковки объектов связано со значительным упрощением замещающей модели зерен, т. к. плотность упаковки будет различной для сфер и объектов более сложной формы. Исследования показали, что плотность упаковки равноразмерных сфер может колебаться в теоретических пределах 0,555 – 0,637 [8, 9]. В то же время, для свободно-ориентированных равноразмерных эллипсоидов удавалось достичь плотности упаковки 0,735 [9], т. е. описанный метод упаковки объектов может оказаться достаточно приближенным для исследования структур абразивно-алмазных инструментов.

Алгоритм обработки пересечения и контакта объектов в зависимости от метода размещения зерен и плотности их упаковки

- а) обработка пересечений объектов
- б) обработка контактного взаимодействия объектов

Метод Монте-Карло, используемый для построения моделей структур абразивно-алмазных инструментов со свободной упаковкой, предполагает обработку множественных пересечений объектов. Авторами в предыдущих исследованиях [10] была рассмотрена проблема обработки пересе-

чения трехосных эллипсоидов в зависимости от упаковки моделируемой структуры при формировании абразивного пространства.

Модель взаимодействия объектов при плотной упаковке структуры определяется, прежде всего, их формой и развитостью поверхности.

При плотной упаковке сфер необходимо учитывать действие механизмов образования структуры, сходных с процессами, происходящими в жидких средах и «уплотнение» объектов. Для нерегулярных частиц развитые площадки на поверхности объектов будут препятствовать их взаимному скольжению, и при упаковке рассматривается модель, исключаящая сложное и множественное взаимодействие объектов при их контакте [9].

Таким образом, принимая трехосный эллипсоид в качестве замещающей модели зерна при моделировании скольжения объектов и образования структуры, его поверхность не может рассматриваться как гладкая. Кроме того, такое упрощение было бы вынужденным, поскольку вопросы динамики сыпучих сред на уровне взаимодействия отдельных объектов недостаточно изучены.

Закон распределение геометрических параметров зерен

- а) независимое распределение размеров зерен по координатным осям (изотропная структура)
- б) ориентация зерен вдоль координатных осей (политропная структура)

Под изотропностью понимается инвариантность распределения и ориентации объектов в объеме абразивного слоя относительно направления движения. Большинство абразивно-алмазных инструментов с развитым рабочим слоем (многослойных) обладают изотропными структурами.

Технология изготовления шлифовальных шкур и инструментов на гальванической связке обуславливает существенные отличия их моделей от многослойных инструментов. Для этой группы обычно характерны политропные структуры.

Метод образования рабочего слоя в зависимости от формы и размеров абразивного слоя

- а) переход от модели абразивного слоя к рабочему слою
- б) непосредственно формирование рабочего слоя

Первый метод используется для многослойных инструментов, у которых абразивный слой не соответствует рабочему (превышает его по толщине). Это алмазные и абразивные круги, бруски и т. п.

В некоторых случаях, метод перехода от модели абразивного слоя к рабочему слою может использоваться для инструментов с однослойной структурой. Например, при изготовлении инструмента на гальванической связке методом гальваностегии со стационарным размещением алмазных зерен по всему профилю инструмента.

Переход от модели абразивного к рабочему слою [11] включает задание поверхности связки, задание условий нахождения (удержания) зерна в составе рабочей поверхности и формирование базы данных модели рабо-

чей поверхности по исходным данным базы данных модели абразивного слоя.

Выводы и перспективы развития

В связи с ограничениями по плотности упаковки структур, получаемых с использованием метода Монте-Карло и сложностью процесса моделирования плотных упаковок структур абразивно-алмазных инструментов гравитационным методом, перспективным направлением является обработка контакта объектов для получения неплотной упаковки структуры алмазно-абразивных зерен.

Являясь комбинацией двух описанных методов, основные отличия такого подхода будут заключаться в том, что алгоритмы образования структуры будут учитывать возможность изменения координат, ориентации или размеров объектов при контакте. Процедура упаковки должна производиться таким образом, чтобы объекты располагались в объеме абразивного пространства или в один слой в соответствии с некоторым заданным законом распределения. Этот метод должен включать алгоритмы обработки множественного контакта объектов на основе трехосных эллипсоидов, позволяя получать структуры близкие к плотноупакованным, что обеспечит его универсальность и позволит расширить группу исследуемых инструментов.

Литература

- 1 Доброскок В.Л. Статистические механизмы формирования рабочей поверхности абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2001. Вып. 60. - С. 51-73.
- 2 A. Bezrukov, D. Stoyan, M. Bargiel, Spatial statistics for simulated packing of spheres, Image Anal Stereol 2001' 20, 203 - 206 p
- 3 Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. - К.: Наукова думка, 1978. - 207 с.
- 4 Грабченко А.И., Доброскок В.Л. Подобие при 3D моделировании алмазно-абразивных инструментов // Вестник НТУ Украины "Киевский политехнический институт". - К. - 2001. Вып. 41. С. 132-134.
- 5 Ермаков С.М. Метод Монте-Карло и смежные вопросы. - М.: Наука, 1971. - 328 с.
- 6 Каменин И.Г., Алиевский Д.М., Кадушников Р.М., Алиевский В.М Моделирование плотных упаковок сферических частиц. - www.siams.com. - 03.2003.
- 7 Байкалов А.К., Сукенник И.Л. Алмазный правящий инструмент на гальванической связке. - К.: Наук. думка, 1976. - 203 с.
- 8 S. F. Edwards, D. V. Grinev. Granular media as a physics problem, WSPC Guidelines, 2002' 1.
- 9 Donev A.S. Torquato M.S., Improving the density of jammed disordered packings using ellipsoids. -www.sciencenews.org. - 03.2003.
- 10 Доброскок В.Л., Филимонов Е.В. Алгоритмы обработки взаимодействия трехосных эллипсоидов в задачах моделирования абразивно-алмазных инструментов. Высокие технологии в машиностроении. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2004. Вып. 1 (8). - С. 61-70.
- 11 Доброскок В.Л. Статистические механизмы формирования рабочей поверхности абразивно-алмазных инструментов // Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2001. Вып. 60. - С. 51-62.

Ковалевская Е.С.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

ИНФОРМАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ СИСТЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНООБРАБОТКИ

In article questions of increase of efficiency of use of the process equipment are considered at group processing details. The technique of optimization of modes of cutting is examined at group processing and reduction of the cost price.

Введение

Повышение требований к качеству продукции и эксплуатационным свойствам изделий придает особую актуальность проблеме оптимизации технологических процессов. Решение этой проблемы возможно только на основе комплексного подхода. Применяя комплексный подход необходимо, прежде всего, определить совокупность методов исследования, отбирая из определенного множества способов использования имеющихся ресурсов различных видов такие, которые наилучшим образом соответствуют поставленным целям. Использование методов нечеткой логики и математических методов решения слабо формализованных задач, к числу которых относятся нейронные сети, позволяет выявить наиболее существенные связи для решения задач оптимизации.

При разработке процессов технологу приходится иметь дело с большим количеством возможных вариантов технологических решений. При этом он не располагает никакими количественными зависимостями, которые помогли бы ему установить направления поиска. Решение этой задачи особенно усложняется неявным характером некоторых зависимостей, например числа переходов при обработке поверхностей деталей.

Постановка задачи исследования

Чтобы найти рациональное решение необходимо учитывать все факторы, которые действуют в процессе резания. Т.е. важно идентифицировать процесс обработки, учитывая, ограничения, согласно которым, условия стационарности и линейности выполняются[2]. Таким образом, можно создать модель с использованием конкретных данных, найти по модели рациональное сочетание компонентов.

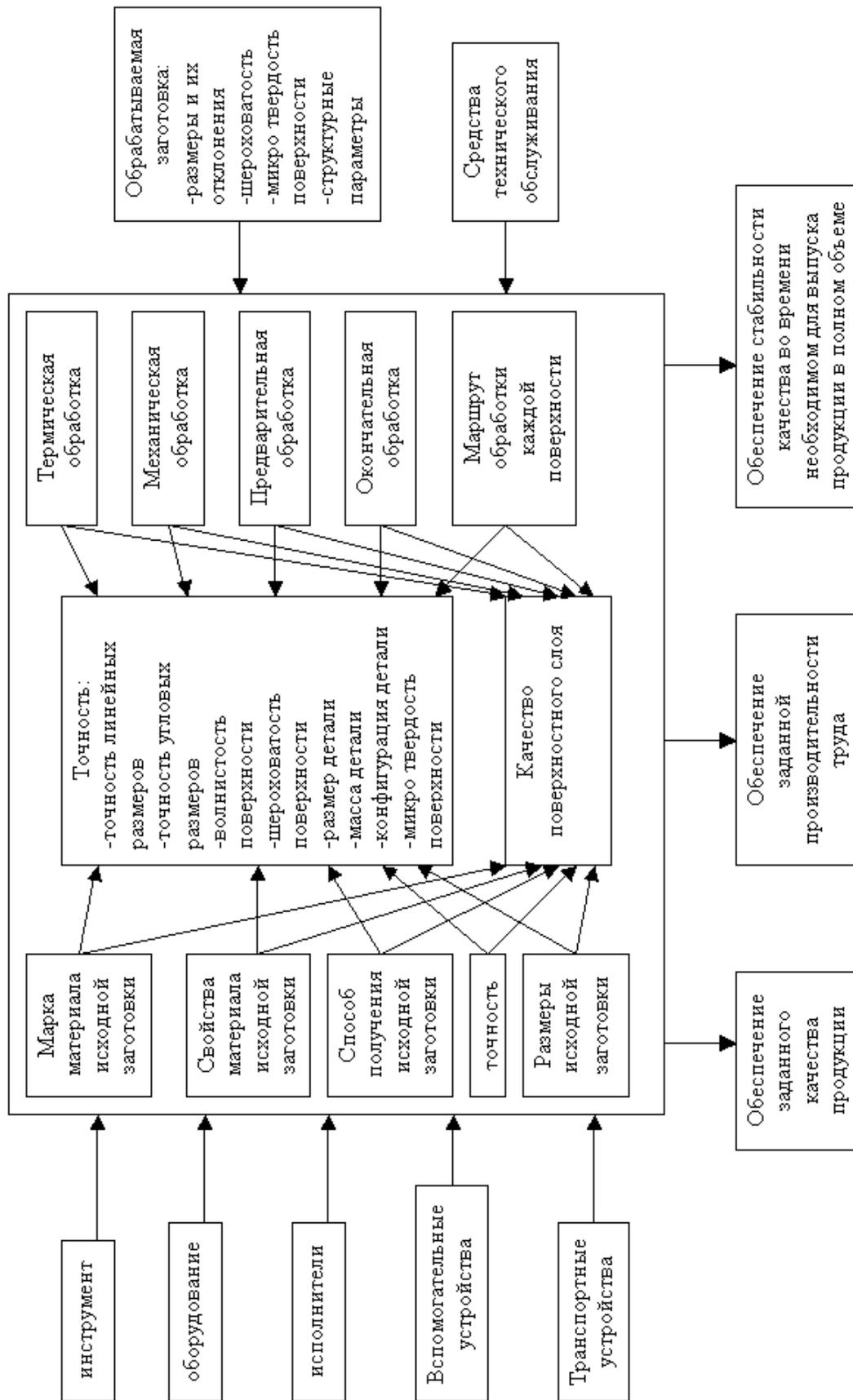


Рисунок 1 – Информационная модель систем технологических процессов механообработки

Путем создания таких моделей для каждой операции (точение, фрезерование, сверление, шлифование и т.д.) в сумме получим объект, способный выявлять оптимальный технологический процесс (при любых исходных данных). Но, оптимизируя каждую часть технологического процесса нет никакой гарантии, что вся система будет оптимальна. Поэтому необходимо создать адекватную модель, учитывающую все данные и обладающую всеми свойствами системы, которая будет отражать влияние параметров друг на друга и на конечный результат. Сложность решения данной задачи заключается в том, чтобы было учтено максимальное количество факторов, влияющих на процесс резания (рисунок 1.), а также требования, предъявляемые к точности и качеству поверхностного слоя деталей (рисунок 2).

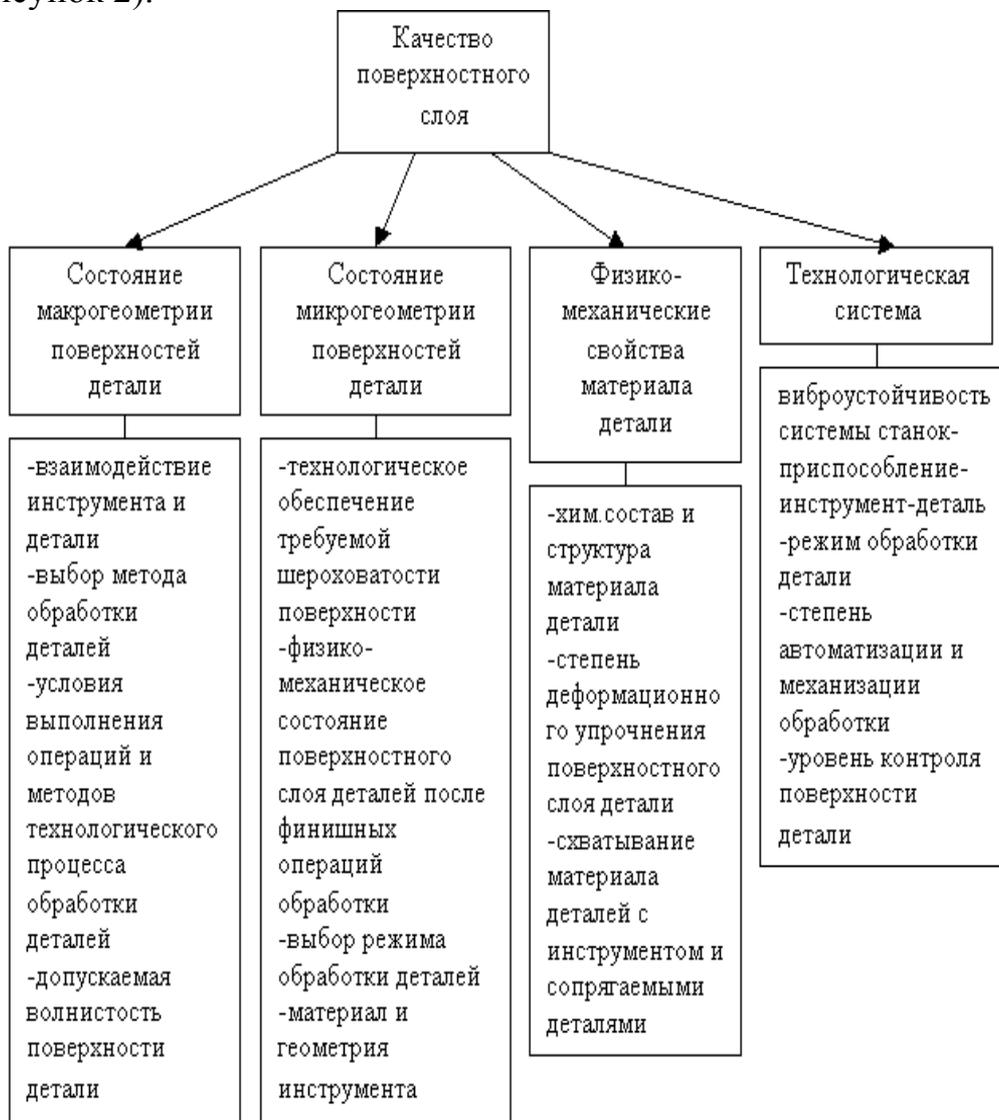


Рисунок 2 – Взаимосвязь параметров, влияющих на качество поверхностного слоя детали

Результаты исследований

Новый комплексный подход позволяет оптимизировать технологический процесс путем рационального выбора всех параметров, учитывая максимальное количество факторов, влияющих на процесс резания (рисунок 1) В качестве примера можно показать применение указанного подхода к анализу процесса резания при обработке точением. Рассмотрим операцию точения как подсистему технологического процесса. Схема взаимосвязи режимов резания представлена на рисунке 3. Где C_v , C_p , x , y , m , – коэффициенты и показатели степени; S - подача, мм/об; D - диаметр обрабатываемой заготовки, мм; P_x , P_y, P_z -осевая, радиальная и тангенциальная составляющие силы резания, Н.

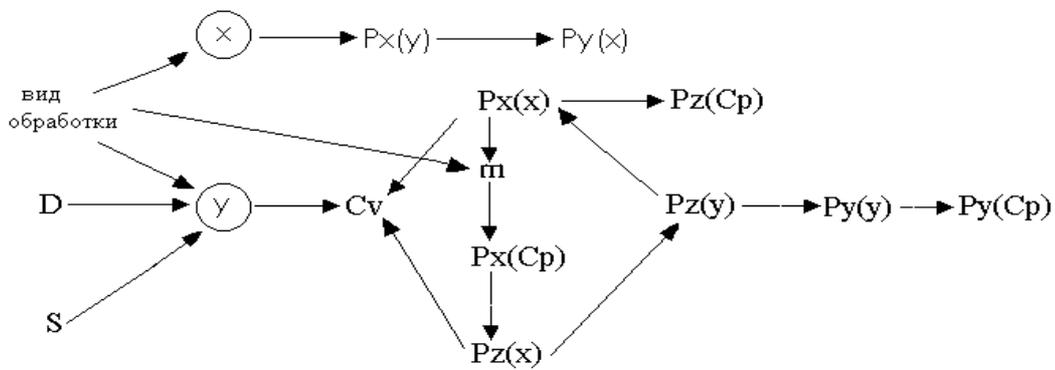


Рисунок 3 – Схема взаимосвязи параметров системы режимов обработки для операции точения.

Анализ, представленной схемы, позволяет сделать следующие выводы. Параметры C_v , m , P_x и P_z являются базовыми, т.е. от них в наибольшей степени зависит равновесие подсистемы. Причем отношение горизонтальной составляющей к тангенциальной составляющей силы резания уменьшается при увеличении заднего угла α , уменьшении переднего угла β и уменьшении подачи S (рисунок 4).

Интересно отметить, что данные, представленные в работе [5] подтверждают наличие причинно-следственной связи в цикле C_v - $P_z(x)$ - $P_z(y)$ - $P_x(x)$ - m - $P_x(C_p)$. Т.е. геометрические параметры резца играют главную роль в данной взаимосвязи, оказывая существенное влияние на силу резания. Причем можно выявить такие сочетания углов, при которых сила резания будет оптимальна, т.е. будет иметь максимальное значение, допустимое для данной точности и качества поверхностного слоя (при любых исходных данных).

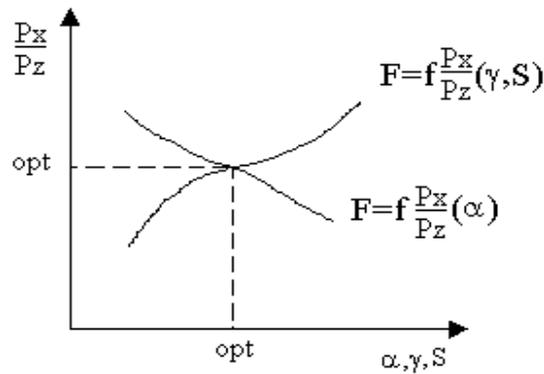


Рисунок 4 – Влияние геометрических параметров резца на силу резания.

При несоответствии одного из параметров нарушается общая взаимосвязь. Оптимизировав эти составляющие, получим наилучший вариант функционирования подсистемы.

Выводы

Новый комплексный подход позволяет оптимизировать технологический процесс путем рационального выбора всех параметров, влияющих на технологический процесс. Применение математического аппарата нейронных сетей для моделирования позволяет уменьшить вероятность ошибки, связанной с получением необходимой точности, автоматически регулируя возможные варианты и выдавая наилучший результат (с учетом варьирования внутренних параметров и их взаимодействия между собой) путем перехода от слабо формализованной системы к точным данным. Также появляется возможность разрабатывать системы, содержащие элементы, характеристики которых известны, но самих элементов у разработчика нет в настоящее время. Имитировать воздействия, воспроизведение которых при натурных испытаниях затруднено, требует сложного оборудования, сопряжено с опасностью для установки или экспериментатора, а иногда вообще невозможно; легко получать дополнительные характеристики объекта, которые сложно или невозможно получить с помощью измерительных приборов.

Литература

- 1 Косилова А.Г., Мещеряков Г.К. "Справочник технолога-машиностроителя", В 2-х томах, т 2 4 изд. перераб. и доп.-М. Машиностроение, 1985 г., 496 стр.
- 2 Скурихин В.И., Шифрин В.Б., Дубровский В.В."Математическое моделирование"-К.:Техніка, 1983г.,270 стр.
- 3 Райбман Н.С. "Основы управления технологическими процессами ". Изд. Наука, М.,1978, 440 стр.
- 4 Капустин Н.М., " Автоматизация машиностроения: Учеб. Для вузов/Н.М.Капустин, Н.П.Дьякова, П.М.Кузнецов; Под ред. Н.М.Капустина.- М.:Высш.шк.,2002.-223 с."
- 5 Старков В.К." Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве "-М.:Машиностр. ,1989 г.,296стр.

Сердюк А.А., Греков Д.В., Зателепина С.Г.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

**ОБ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИИ ТЕОРИИ
ДЕТЕРМИНИРОВАННОГО ХАОСА И ФРАКТАЛЬНОЙ
ГЕОМЕТРИИ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ НЕЛИНЕЙНОЙ ДИНАМИКИ
ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С ЧПУ**

Basic opportunities of research of dynamic system of the heavy metal-cutting machine tool are analyzed by methods of the classical and modern theory.

Введение

Повышение эффективности обработки на тяжелых металлорежущих станках с ЧПУ может быть обеспечено за счет наиболее полного использования динамических свойств станочного оборудования и ресурсных возможностей режущего инструмента при условиях создания методики оценки текущего состояния и ресурсов технологической системы, а также алгоритма выработки необходимых управляющих воздействий.

Однако в силу специфических особенностей тяжелых металлорежущих станков, как уникальных динамических систем, предназначенных для высокоточной обработки крупногабаритных деталей с большой массой, в которых происходит преобразование большого количества энергии от мощных приводов координатных движений, действуют значительные возмущения и соответствующие им по уровню диссипативные силы, присутствуют различного рода нелинейности, поставленная задача представляет серьезную проблему, потому что не может быть решена классическими методами математического анализа.

Рассмотрим возможность описания динамики станка линейными методами. Уместно отметить, что большинство реальных динамических систем относится к классу нелинейных и вопрос о возможности их исследования методами теории линейных систем решается путем анализа необходимых условий применительно к конкретной задаче.

В изучении динамической системы тяжелого металлорежущего станка с ЧПУ особое внимание должно быть сосредоточено на исследовании перехода системы из устойчивого состояния (равновесия или управляемого движения) в неустойчивое (с регулярной или нерегулярной динамикой). Именно граница устойчивости определяет область возможных параметров нормальной работы системы, а существующие удаления от этой границы – ресурс повышения эффективности работы станка.

Основным условием линеаризации нелинейных реакций на возмущения является условие малых отклонений. Однако такое допущение, применимое обычно для консервативных систем, в которых временная эволюция не зависит от сил трения, неприменимы для диссипативных систем, в кото-

рых механическая энергия рассеивается в присутствии механизма нелинейных ограничений.

Теперь рассмотрим вопрос о возможности исследования динамической диссипативной системы металлорежущего станка методами нелинейной классической динамики. Так как пока не существует общей теории решения нелинейных дифференциальных уравнений и описание динамического поведения системы ограничивается частными решениями в окрестности точек равновесия, то основная цель классического нелинейного анализа заключается в составлении мозаики из локальных картин. Однако даже такой анализ возможен только тогда, когда пучки траекторий в фазовом пространстве движутся когерентно и только в двух измерениях. Ограниченность такого анализа доказывается в работе Анищенко В.С. [1]. Суть доказательства сводится к следующему.

Если динамика системы представляется на двумерной фазовой плоскости $[x, y]$ с начальными координатами (x_0, y_0) в точке O , то при малых возмущениях (рисунок 1,а) траектория по спирали удаляется от точки равновесия O , переходя в режим периодических автоколебаний, которым отвечает предельный цикл Γ , а в случае больших отклонений траектория возвращается в предельный цикл (рисунок 1,б). Такая динамика характерна для консервативных систем.

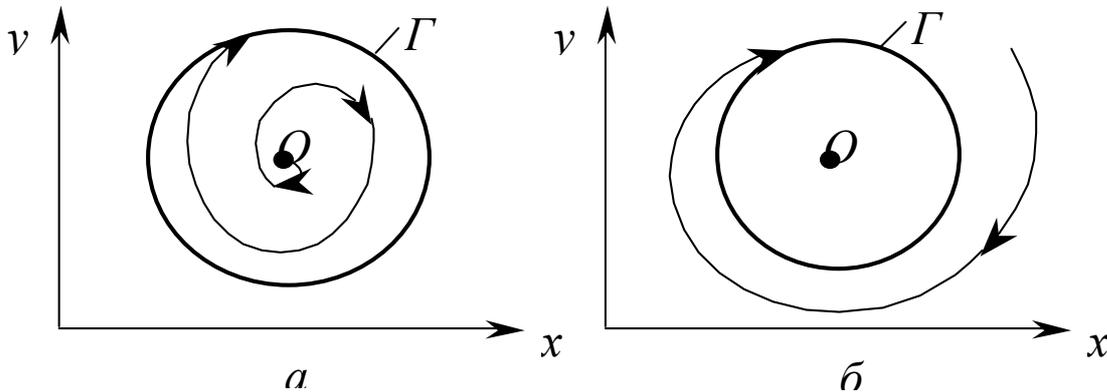


Рисунок 1 – Рождение устойчивого предельного цикла на двумерной фазовой плоскости

Однако, в диссипативных системах существует и другой вариант нелинейной динамики в условиях возмущений: фазовая траектория раскручивается в пространстве по спирали, удаляясь от точки O , и достигнув некоторых значений, при которых включается механизм нелинейных ограничений (диссипация), возвращается в окрестность исходного состояния, где процесс может снова повторяться. Но такое поведение системы невозможно описать в двухмерном пространстве – траектории обязательно самопересекутся (рисунок 2), что будет противоречить теореме единственности решения.

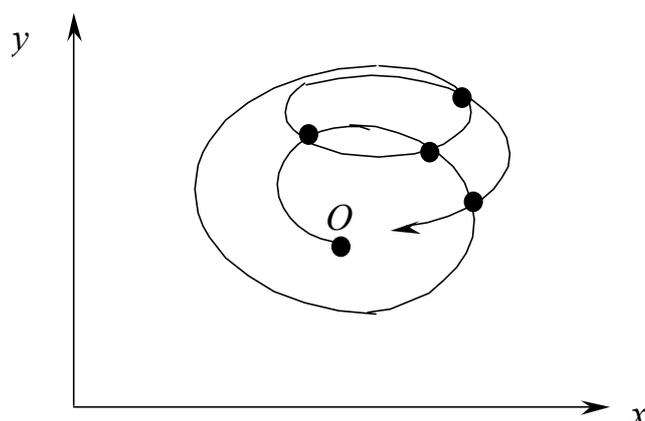


Рисунок 2 – Наличие точек пересечения фазовой траектории на двухмерной фазовой плоскости

Из этих рассуждений сделан следующий вывод: для изучения сложных процессов эволюции в диссипативных системах необходимо сделать выход с двухмерной фазовой плоскости в пространство не менее трех измерений, в котором возможны описания установившихся непериодических режимов колебаний. Однако аппарат нелинейной динамики не позволяет осуществлять такой переход.

Обоснование эффективности применения современных теорий для исследования динамики станков с ЧПУ

Наличие в диссипативных системах сложных непериодических режимов колебаний с похожими на случайный процесс изменениями динамических переменных во времени было установлено совсем недавно и получило название динамического хаоса.

Исследования этого феномена позволили установить, что хаотическая динамика возникает даже тогда, когда решается детерминированная задача и отсутствуют непредсказуемые или случайные силы и параметры, однако обнаруживается сильная зависимость от начальных условий. В этом контексте был введен новый термин «детерминированный хаос».

Рассмотрим схему образования детерминированного хаоса в диссипативной динамической системе [1].

В классической динамике начальное состояние представляется обычно точкой с определенными координатами в пространстве состояний. Однако по мнению Шарыпова О.Е. [6] в реальной динамической системе наряду с множеством устойчивых параметров присутствует множество неустойчивых параметров. Поэтому более правомерно полагать, что «притягиваясь» к устойчивому множеству, решение стабильного режима не будет достигнуто из-за «отталкивания» от неустойчивого множества.

Исходя из этого под устойчивым начальным состоянием понимают не точку x_0 , а малую сферу радиуса $\varepsilon > 0$, окружающую эту точку, причем любая

точка внутри сферы характеризует малое отклонение от x_0 . Таким образом, сфера будет включать совокупность начальных условий, различающихся между собой величинами малого порядка.

При переходе в неустойчивый режим возмущения нарастают и фазовый объем сферы должен увеличиваться. Однако в диссипативной системы энергия возмущений гасится и фазовый объем должен уменьшаться. Если элемент фазового объема начнет движение в фазовом пространстве, то по одним направлениям он будет растягиваться, а по другим испытывать сжатие от диссипативного влияния. В результате действия механизма нелинейного ограничения облако малого фазового объема, в конечном счете, концентрируется в подмножестве фазового пространства с нулевым фазовым объемом – аттракторе.

Аттрактор представляет собой замкнутую фазовую траекторию, к которой с течением времени стремятся все близкие траектории. Классическими примерами аттракторов являются точка равновесия и предельный цикл (автоколебания).

Математическим образом режима работы диссипативной динамической системы служит странный аттрактор – предельная траектория непериодического процесса в фазовом пространстве (рисунок 3).

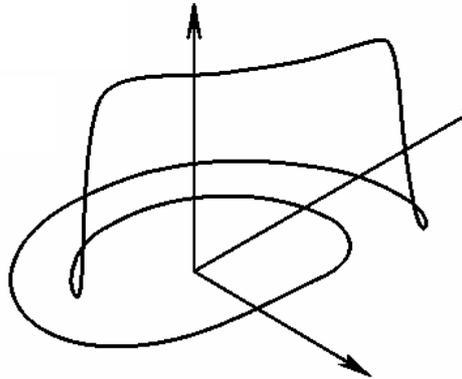


Рисунок 3 – Пример странного аттрактора

Критерием странности аттрактора является экспоненциальный характер траектории. В соответствии с этим уровень возмущения динамической системы должен описываться выражением:

$$D(t) = D(0) \exp(\lambda t),$$

где $D(0)$ – малое начальное возмущение, вызвавшее переход в неустойчивое состояние; λt – показатель Ляпунова.

При положительном значении λt динамика системы будет хаотической, то есть иметь сплошной спектр мощности и спадающую автокорреляционную функцию.

Сплошной спектр мощности означает присутствие бесконечного числа периодических составляющих и отсутствие выделенных частот, что не по-

зволяет предсказать траекторию движения, а быстрое затухание корреляции – забывание системой своей предыстории и потерю связи с начальным состоянием, что исключает реконструкцию динамической картины. Интерпретацией таких явлений может служить капля чернил в размешиваемой воде: первоначально сосредоточенная в малом объеме, капля перемешивается во всем объеме воды и реконструировать первоначальное состояние (каплю чернил) или воспроизвести движение частиц капли невозможно.

В работе Шарыпова О.В. [6] утверждается, что возникновению хаоса способствует действующий в системе случайный фон природных флуктуаций, создающий условия для срабатывания неустойчивости.

В динамической системе металлорежущего станка с ЧПУ этот случайный фон может создаваться неравномерностью скорости вращения и углового ускорения шпинделя, колебаниями сил резания и трения, аддитивными погрешностями измерительных средств в каналах обратной связи систем управления, флуктуациями в преобразователях энергии и др. [5]. Немаловажное значение имеют также требования современных технологий, в соответствии с которыми рабочие параметры все чаще перемещаются в область нелинейных режимов, что увеличивает возможность возникновения явлений хаотической динамики [3].

Однако, несмотря на видимость отсутствия какого-либо порядка в хаотических явлениях и наличие топологических объектов патологической природы (странных аттракторов) ученым удалось обнаружить в хаотической динамике определенную структуру – фрактальную геометрию. Фрактальная геометрия возникла потому, что классическая геометрия не позволяла моделировать сложные и нерегулярные природные объекты, например горную поверхность, водопады и т.д.

Решение проблемы размерности извивающихся кривых, а также бесконечной протяженности границ при ограниченных размерах объектов было найдено немецким топологом Ф. Хаусдорфом, который в 1919г., ввел понятие дробной размерности. В результате систематического изучения объектов с дробной размерностью французский математик Б.Мандельброт в 1975г. ввел термин «фрактал». Фрактал – это множество, размерность которого больше его топологической размерности, а структура состоит из частей, которые в каком-то смысле подобны целому.

Фрактальная размерность Хаусдорфа d_{HB} – это критическая размерность множества точек G , при которой мера M_d изменяет свое значение с нуля на бесконечность. Определение критической размерности d_{HB} производится по следующей схеме.

Отрезок некоторой кривой приравняется конечной величине, например 1. После этого отрезок покрывается множеством объектов, имеющих длину r достаточно малой величины. В результате такого покрытия определяется общее количество отрезков $N(r)$.

Тогда конечная величина должна соответствовать выражению:

$$N(r) \cdot r^{d_{HB}} = 1,$$

откуда размерность Хаусдорфа

$$d_{HB} = \frac{\ln(N(r))}{\ln\left(\frac{1}{r}\right)} \Bigg|_{r \rightarrow 0}.$$

Если размерность d_{HB} представляет собой дробную величину, то она называется фрактальной и обозначается d_f . Фрактальная размерность характеризует увеличение извилистости кривой относительно прямой, связывающей крайние точки, и поэтому всегда больше топологической размерности d_T .

Рассмотрим в чем же проявляется самоподобие фракталов и какую роль играет фрактальная размерность в изучении хаотической динамики.

Самоподобие фракталов обнаруживается через функции отображений. Отображения рассматриваются как итеративный процесс воздействия функции f на начальную точку x_0 и для произвольного числа итераций записываются в виде:

$$f^n(x_0) = f(f^{n-1}(x_0)).$$

После выполнения всех итераций $f^n(x_0)$ полученное множество составит орбиту точки x_0 под действием функции f . Так как размерность Хаусдорфа является критической и определяется по переходу меры из нуля в бесконечность, то при ее вычислении на любом шаге итерации выполняется отношение самоподобия

$$N \cdot r^d = 1.$$

Следовательно, при любом масштабе рассмотрения этого отображения его размерность будет одинаковой.

Это обстоятельство позволяет подойти к изучению аттрактора, обладающего структурой, видимой только при большом увеличении, как к фрактальному объекту.

Для нахождения фрактальных характеристик динамики объектов управления применяются поточечная и корреляционная размерности.

По своей сути фрактал является термином статической геометрической конфигурации мгновенного снимка динамического процесса. Поэтому и поточечная и корреляционная размерности определяются по выборочным значениям динамического процесса.

Для определения поточечной размерности на графике кривой выделяются точки выборочной последовательности, расстояние между которыми равно r . Из всего множества точек $N(r)$, образующих кривую длиной $L = 1$, выделяется $N_0(r)$ точек, попавших в некоторую сферу диаметром $\delta = 1$.

Тогда фрактальная размерность кривой будет определяться условием

$$d_f = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\ln N_0(r)}{\ln \left(\frac{1}{r} \right)}.$$

Корреляционная размерность определяется путем последовательного конструирования новых пространств, отличающихся размерностью p (процедура Паккарда-Такенса). В каждом пространстве вложения размерности p вычисляется:

– корреляционный интеграл

$$C(\delta)^{(p)} = \lim_{x \rightarrow \infty} \frac{1}{n^2} \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n 1(\delta - \|y_j^{(p)} - y_k^{(p)}\|),$$

– корреляционная фрактальная размерность

$$d_f^{(p)} = \lim_{\delta \rightarrow 0} \frac{\ln C(\delta)^{(p)}}{\ln \delta},$$

где n – число пар $(y_j - y_k)$; δ – предельная величина расстояния между y_j и y_k ; $1(z)$ – функция Хевисайда.

Исследования показывают [3], что корреляционная размерность $d_f^{(p)}$ с ростом p увеличивается для шумовых (случайных) сигналов без насыщения (до $+\infty$). Конечная размерность $d_f^{(p)}$ означает, что данный сигнал детерминирован и может быть воспроизведен с помощью динамической системы. Минимальное число динамических переменных для воспроизведения наблюдаемого хаотического движения оценивается как $[d_f] + 1$, где $[z]$ – целая часть.

Эта оценка особенно важна для решения одной из самых актуальных и проблемных задач, возникающих при идентификации модели динамической системы – задачи определения сложности модели.

Так, например, при исследовании пульсации давления жидкости при бурении [7] обнаружены хаотические пульсации при уменьшении вязкости жидкости. Насыщение $d_f^{(p)}$ достигнуто при $p = 12$ и составило $[d_f] = 3$. Поэтому минимальное число динамических переменных, необходимых для описания и моделирования колебаний должно быть не менее 4-х.

В этой же работе успешно решена задача идентификации степени износа долота. Расчеты корреляционных фрактальных размерностей показали, что неизношенное долото характеризуется конечной фрактальной размерностью $d_f \approx 4,5$, в то время как фрактальная размерность изношенного инструмента не ограничивалась конечной величиной (чисто случайный процесс).

Выводы

1 Классические методы математического анализа линейных и нелинейных динамических не позволяют моделировать процессы нерегулярной динамики, свойственные нелинейным диссипативным системам, к которым относятся тяжелые металлорежущие станки с ЧПУ.

2 Современная теория детерминированного хаоса и методы фрактальной геометрии, базирующиеся на новых математических идеях, несмотря на недостаточность проработки отдельных направлений, позволяют решать задачи, которые классическими методами не могут быть решены:

– различать детерминированные и случайные процессы в хаотической динамике;

– конструировать модель адекватного воспроизведения наблюдаемой временной зависимости (по изменению фрактальной размерности от размерности вложения);

– при решении задачи идентификации определять сложность необходимой модели и количество переменных состояния (по корреляционной фрактальной размерности);

– оценить степень подобия различных процессов хаотической динамики (по фрактальной размерности);

– обнаружить переход от процессов регулярной динамики к хаотическим (по показателю Ляпунова);

– обнаружить изменение свойств системы, например, износ режущего инструмента (по изменению фрактальной размерности параметров движения).

3 Теория детерминированного хаоса и фрактальная геометрия представляют экспериментатору широкие возможности в установлении и моделировании тонких причинно-следственных связей путем изучения свойств фракталов в пространствах с более высокой размерностью (при наличии соответствующих измерительных, регистрирующих и вычислительных средств), а следовательно, более эффективны для решения поставленной задачи по отношению к классическим теориям линейной и нелинейной динамики.

Литература

1 Анищенко В.С. Детерминированный хаос. Соросовский образовательный журнал, 1997, №6 с.70-76.

2 Кроновер Р.М. Фракталы и хаос в динамических системах. Основы теории. Москва: Постмаркет, 2000 – 352с.

3 Методы классической и современной теории управления. Т.3 Методы современной теории автоматического управления. /Под ред. Н.Д. Егунова. – М.: Изд-во МГТУ и-и Н.Э.Баумана. 2000. – 748с.

4 Мун Ф. Хаотические колебания: Вводный курс для научных работников и инженеров: Пер. с англ. – М.: Мир, 1990. – 313с.

5 Струтинський В.Б. Математичне моделювання процесів та систем механіки: Підручник. – Житомир: ЖІТІ, 2001. – 612с.

6 Шарыпов О.В. Детерминированный хаос и случайность. www.philosophy.nsc.ru (2004).

7 Хасанов М.Н. Фрактальные характеристики динамики объектов управления // Автоматика и телемеханика. 1994 №2 – с.59 – 67.

Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Яровий Р.О.

Харківська академія залізничного транспорту, м. Харків, Україна
Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

АНАЛІЗ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК СИСТЕМИ СТАБІЛІЗАЦІЇ ШВИДКОСТІ ОБЕРТАННЯ КРУГА

The system of stabilization of speed of rotation of a grinding circle is offered and investigated.

Вступ

Техніко-економічні показники технологічного процесу алмазного шліфування можна підвищити шляхом використання у контурі програмного управління верстатом систем автоматизації.

Аналіз досліджень та публікацій по проблемі

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.

Ціллю роботи є розробка математичної моделі технологічного процесу алмазного шліфування та її аналіз.

Методика роботи

Вихідним сигналом узагальненої математичної моделі технологічного процесу алмазного шліфування є девіації швидкості обертання круга [4]. Цей технологічний параметр шліфувального верстата доступний для вимірів й оцінювання системою автоматизації. Функціонально привод обертання шліфувального круга складається з наступних модулів: вал із встановленим на ньому шліфувальним кругом, на який діє сила різання заготівлі; приводний двигун постійного струму з тиристорним випрямлячем.

Динамічні характеристики привода обертання шліфувального круга залежать від двигуна. Робота двигуна постійного струму в перехідних режимах описується наступною системою інтегро-диференціальних рівнянь

$$\left. \begin{aligned} U_y &= c_e \Omega + R_a I_a + L \frac{dI_a}{dt} \\ J \frac{d\Omega}{dt} &= M_{ep} - M_n \\ \varphi &= \int \Omega dt \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де c_e – коефіцієнт противно-ЕРС; $R_{я}$ – активний опір якоря; L – індуктивність обмотки якоря; $M_{\text{вр}}$ – обертаючий момент двигуна; $M_n = M_{\text{см}}$ при постійній складовій статичного навантаження.

В операторній формі при нульових початкових умовах рівняння (1) руху двигуна набувають такой вид

$$\left. \begin{aligned} U_y &= c_e \Omega + I_{я} (R_{я} + pL) \\ Jp\Omega &= c_m I_{я} - M_n \\ p\varphi &= \Omega \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

У системі рівнянь (2) враховане те, що $M_{\text{вр}} = c_m I_{я}$, де C_m – коефіцієнт моменту. Вирішуючи спільно систему рівнянь (2) маємо

$$\frac{U_y}{c_e} = \frac{JR_{я}L}{c_e c_m R_{я}} p^2 \Omega + \frac{JR_{я}}{c_e c_m} p \Omega + \Omega - \frac{R_{я}}{c_e c_m} \left(1 + \frac{L}{R_{я}} p \right) M_n,$$

або

$$k_{\text{д}} U_y = (T_{\text{э}} T_m p^2 + T_m p + 1) \Omega - \frac{M_n}{F_i} (T_{\text{э}} p + 1), \quad (3)$$

де $T_{\text{э}} = L/R_{я}$ – електромагнітна постійна часу, яка характеризує швидкість наростання моменту в загальмованому двигуні; $T_m = JR_{я}/(c_{\text{э}} c_m)$ – механічна постійна часу, яка характеризує наростання швидкості й обумовлена механічними параметрами двигуна; $F_i = c_{\text{э}} c_m / R_{я}$ – коефіцієнт демпфірування, який визначає нахил механічної характеристики двигуна.

Передатну функцію (ПФ) двигуна постійного струму по управляючому впливу одержимо з виразу (3), маючи на увазі таке $M_n = 0$

$$H_1(p) = \frac{\Omega}{U_y} = \frac{k_{\text{д}}}{T_{\text{э}} T_m p^2 + T_m p + 1}. \quad (4)$$

Пошук полюсів операторного рівняння (4) дозволяє представити ПФ двигуна постійного струму по управляючому впливу у виді послідовного з'єднання елементарних ланок

$$H_1(p) = \frac{k_{\text{д}}}{(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)}. \quad (5)$$

ПФ двигуна постійного струму по збурюючому впливу одержимо з операторного рівняння (3), задаючи $U_y = 0$

$$H_2(p) = \frac{\frac{1}{F_i} (T_{\text{э}} p + 1)}{T_{\text{э}} T_m p^2 + T_m p + 1}. \quad (6)$$

Пошук полюсів виразу (6) дозволяє представити ПФ двигуна по збурюючому впливу у виді послідовного з'єднання елементарних ланок

$$H_2(p) = \frac{\frac{I}{F_i}(T_3p + 1)}{(T_3p + 1)(T_4p + 1)}. \quad (7)$$

Операторні рівняння (5) й (7) описують динаміку роботи приводу. З їхнього аналізу випливає, що для одержання інформаційного сигналу нерівномірності потрібно стабілізувати середню швидкість обертання вала двигуна. У цьому випадку девіації швидкості обертання шліфувального круга будуть описувати фізичні процеси, які протікають у технологічній системі.

Вирішення поставленої задачі

В основу побудови системи стабілізації швидкості обертання вала двигуна постійного струму покладено принцип управління по відхиленню. Слідкуюча система для підвищення стабільності вихідного сигналові має два незалежних контури регулювання – по струму, який споживається обмоткою збудження та по швидкості обертання вихідного вала двигуна. Структурна схема такої системи для верстата моделі 3В624 наведена на рисунок 1. Виконаємо аналіз роботи системи з метою одержання її передатної функції. Тиристорний випрямляч з датчиком струму утворюють контур регулювання двигуна по струму обмотки збудження. Передатна функція контуру регулювання двигуна по струму має наступний вид

$$H_4(p) = \frac{K_\delta}{p(T_m p + 1)(T_5 p + 1)(T_6 p + 1)(T_7 p + 1)(T_8 p + 1)}. \quad (8)$$

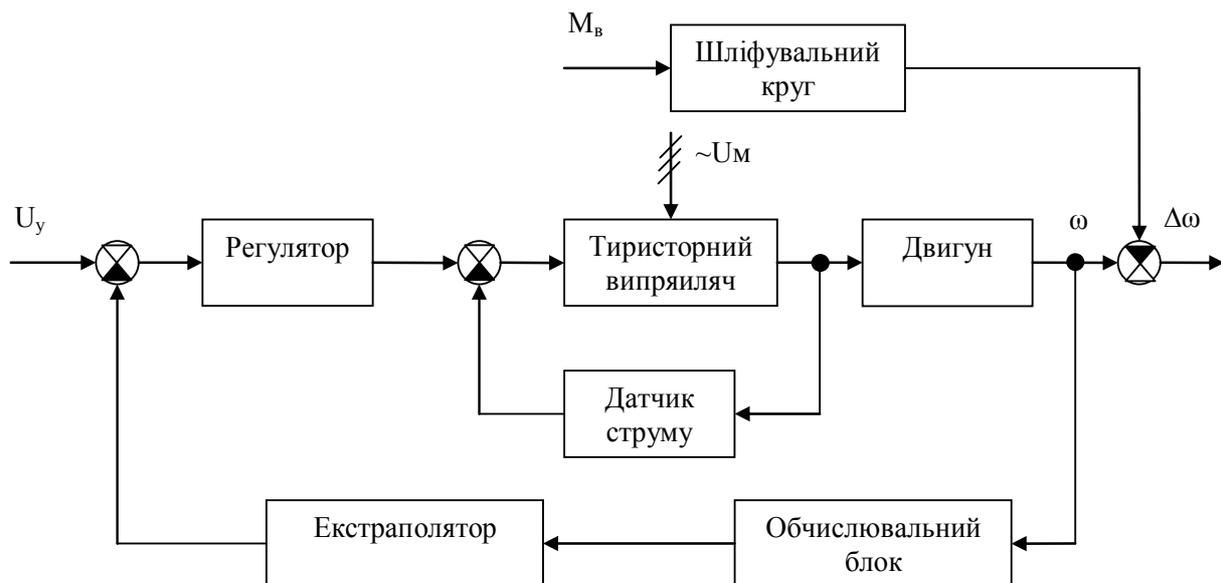


Рисунок 1 – Структурна схема привода обертання шліфувального круга

Обчислювальний блок може бути представлений як деякий імпульсний динамічний пристрій - цифровий фільтр. Найбільш загальний випадок представлення передатної функції обчислювального блоку має місце, коли $m=1, n=0, b_0=\tau_r^{-1}$ і $b_1=-\tau_r^{-1}$. У цьому випадку вираз передатної функції набуває такий вид

$$H_5(p) = \frac{1}{\tau_r} (1 - e^{-p\tau_r}). \quad (9)$$

ЦАП у розглянутому випадку перетворює імпульсний сигнал в аналоговий. Імпульсна передатна функція такого пристрою є реакцією при нульових початкових умовах на дельта-функцію одиничної площини

$$h_6(t) = I(t) - I(t - t_r). \quad (10)$$

З роботи [5] відомо, що

$$H_6(p) = L[h_6(t)].$$

Тоді з урахуванням виразу (10) маємо

$$H_6(p) = \frac{1}{p} - \frac{1}{p} e^{-p\tau_r} = \frac{1 - e^{-p\tau_r}}{p}. \quad (11)$$

Негативний зворотний зв'язок по швидкості обертання вихідного вала двигуна охоплює усі функціональні блоки системи. Передатна функція розімкнутої системи регулювання має такий вигляд

$$H_7(p) = \frac{k_d (1 - e^{-p\tau_r})^2}{\tau_r p \prod_{k=5}^{10} (T_k p + 1)}. \quad (12)$$

Операторне рівняння (12) досліджено за допомогою пакета *Matlab*. Із аналізу ЛАЧХ та ЛФЧХ виходить, що при заданих параметрах розімкнутої система не стійка. Отже, потрібно скорегувати її ЛАФЧХ в області середніх частот. Уведемо до складу слідкуючої системи коригувальний пристрій, який утворено послідовним з'єднанням двох елементарних ланок з наступною передатною функцією

$$H_8(p) = (T_{11}p + 1)^2 = \left[\frac{Tp(T_{11}p + 1)}{Tp} \right]^2. \quad (13)$$

З урахуванням коригувального пристрою передатна функція розімкнутої системи набуває такий вид

$$H_7(p) = \frac{k_d (1 - e^{-p\tau_r})^2 (T_{11}p + 1)}{\tau_r p (T_5 p + 1)(T_6 p + 1)(T_7 p + 1)(T_8 p + 1)(T_9 p + 1)}. \quad (14)$$

Передатна функція замкнутої системи з обліком операторного рівняння (14) виходить у наступному вигляді

$$H_9(p) = \frac{k_\delta (1 - e^{-p\tau_r})^2 (T_{11}p + 1)}{k_\delta (1 - e^{-p\tau_r})^2 (T_{11}p + 1) + \tau_r p (T_5 p + 1)(T_6 p + 1) \prod_{k=8}^{10} (T_k p + 1)}. \quad (15)$$

Передатна функція помилки по керуючому впливу для системи з одиничним негативним зворотним зв'язком описується таким рівнянням

$$G_I(p) = \frac{1}{1 + H_9(p)} = \frac{\tau_r p (T_5 p + 1)(T_6 p + 1) \prod_{k=8}^{10} (T_k p + 1)}{k_\delta (1 - e^{-p\tau_r})^2 (T_{11}p + 1) + \tau_r p (T_5 p + 1)(T_6 p + 1) \prod_{k=8}^{10} (T_k p + 1)}. \quad (16)$$

Із отриманого виразу видно, що досліджувана система є астатичною. Відомо, що подібні системи мають коефіцієнт позиційної помилки рівний нулю. Значення коефіцієнтів помилок системи виходять шляхом розподілу чисельника операторного виразу (16) на його знаменник. Оскільки система забезпечує рух привода з постійною кутовою швидкістю обертання, то коефіцієнт її помилки від прискорення також дорівнює нулю. Таким чином, швидкісна помилка системи описується таким виразом

$$\delta = c_I \Omega_0, \quad (17)$$

де c_I - коефіцієнт швидкісної помилки системи, Ω_0 - середня швидкість обертання шліфувального круга.

Швидкісна помилка системи оцінена також експериментальним шляхом. Відсутність збурюючого впливу у розглянутій системі імітувалося холостим ходом привода обертання шліфувального круга. Сигнал швидкості обертання шліфувального круга фіксувався фотоелектричним перетворювачем фірми HEIDENHAIN типу ROD -428 та частотоміром ЧЗ-32. Ентропійний інтервал невизначеності вимірів з багаторазовими спостереженнями швидкості обертання шліфувального круга склав $d = 0,0051$. Отримане значення ентропійного інтервалу невизначеності погодиться з результатами розрахунку швидкісної помилки системи, які виконано з застосуванням формули (17). Таке значення інтервалу невизначеності робить коректним наступний висновок: джерелом девіацій швидкості обертання привода є збурюючий момент, який у свою чергу обумовлен силами різання матеріалу заготівлі.

ПФ двигуна постійного струму по збурюючому впливу одержимо у такому виді

$$H_{10}(p) = H_4(p)H_2(p) = \frac{\frac{k_n}{F_i} T_7 p (T_3 p + 1)}{(T_5 p + 1)(T_6 p + 1)(T_8 p + 1)(T_9 p + 1)}. \quad (18)$$

Операторне рівняння (18) досліджено за допомогою пакета *Matlab*. З обліком ЛАЧХ і ЛФЧХ дискретний частотний спектр девіацій швидкості обертання шліфувального круга та спектр сили різання матеріалу заготовлі пов'язані таким виразом

$$\Delta \omega(\Omega) = L_5(\Omega) e^{j\varphi_5(\Omega)} F(\Omega).$$

Висновки

Моделювання результатів дослідження за допомогою пакета *Matlab* та експериментальне дослідження швидкісної помилка системи доводить, що застосування у складі системи програмного управління технологічним процесом алмазного шліфування запропонованого пристрою підвищує його техніко-економічні показники.

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.

Оглавление

РАЗДЕЛ 1 Вопросы проектирования режущих инструментов

<i>Равская Н.С., Николаенко Т.П., Мельничук Л.С.</i> Геометрия поперечной кромки спирального сверла	3
<i>Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Мезенцев В.Е.</i> Исследование прочности сборных прорезных резцов для тяжелых токарных станков	10
<i>Матюха П.Г., Скрынников В.С.</i> Математическая модель условий закрепления режущей части универсально-сборного резца с заменяемыми опорными подкладками в процессе сборки	15
<i>Лупкин Б.В., Мамлюк О.В., Родин Р.П.</i> Исходные инструментальные поверхности долбяков с наклонной осью при обработке шлицевых валов	22
<i>Мироненко Е.В., Овчаренко В.А., Стадник А.Н.</i> Исследование напряженно-деформированного состояния сборных резцов методом конечных элементов для стержневых систем	26
<i>Солодкий В.И., Равская Н.С.</i> Численный способ замены огибающей дугой окружности	32
<i>Аносов В.Л.</i> Экспериментальные исследования времени восстановления торцовых фрез с механическим креплением пластин	40

РАЗДЕЛ 2 Процессы механической обработки и надежность инструмента

<i>Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов О.Ю., Ткаченко М.А.</i> Надійність процесу експлуатації різального інструменту на важких верстатах	46
<i>Залога В.А., Ивченко А.В.</i> Методика определения коэффициентов весомости показателей качества процесса эксплуатации режущего инструмента	52
<i>Мироненко Е.В., Казакова Т.В., Марчук Е.В.</i> Возможность использования новых марок инструментальных материалов при снятии больших сечений среза	59
<i>Ивченко Т.Г.</i> Повышение надежности функционирования тяжелонагруженного режущего инструмента	64
<i>Гусев В.В.</i> Описание рабочей поверхности алмазного круга в статике и при работе	71
<i>Белов С. Г., Калафатова Л. П.</i> Правка шлифовальных кругов как способ повышения эффективности абразивной обработки	78
<i>Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Клименко Ю.В.</i> Особенности процесса износа дисковых пил трения для электрофрикционной разрезки металла	85

<i>Неченаев В. Г., Гнисько А. Н.</i> Исследование отделения и накопления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов	91
<i>Кинденко Н. И.</i> Повышение работоспособности сверл из быстрорежущей стали упрочненных методом оимп с последующим нанесением твердых смазок	98
<i>Заблоцкий В.К., Белкин М.Я., Шимко А.И.</i> Формирование алитированного слоя для защиты от окисления наплавленного инструмента из быстрорежущих сталей	103

РАЗДЕЛ 3 Качество и диагностика технологического оборудования

<i>Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Гаков С.А.</i> Демпфирование колебаний в приводах подач тяжелых станков, с применением следящего привода на основе линейного двигателя с гидроусилителем	108
<i>Колот О.В., Струтинский В.Б.</i> Спектральний аналіз результатів випробувань гідравлічних амортизаторів	117
<i>Квашнин В.О., Наливайко А.Н., Знаменский А.А.</i> Эффективность применения электроприводов переменного тока с станках с ЧПУ	126
<i>Дядя С.И.</i> К вопросу о повышении конкурентоспособности продукции машиностроения	132
<i>Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.</i> Влияние режима работы радиального подшипника скольжения на момент трения	137
<i>Цыганаш В.Е.</i> Оценка эффективности управления металлорежущим станком	143

РАЗДЕЛ 4 Вопросы технологии и точности обработки

<i>Гавриш А.П., Роїк Т.А.</i> Нові ефективні антифрикційні композиційні матеріали з утилізованих відходів інструментального виробництва	150
<i>Ковалевский С.В., Тулунов В.И.</i> Комбинированная механическая обработка с использованием электронно-пластического эффекта	154
<i>Тимофеев Ю.В., Шелковой А.Н., Пермьяков А.А.</i> Модернизация организационно-технологической структуры участка обработки детали «СТАКАН ВЕРХНИЙ»	159
<i>Бурькин В.В., Клименко С.А.</i> Аналитические исследования влияния пористости напыленного материала на шероховатость обработанной поверхности	166
<i>Водолазская Е. Г., Искрицкий В. М., Водолазская Н. В.</i> Выбор энергетических параметров блоков технологического воздействия для сборки резьбовых соединений	174

<i>Фесенко А.Н., Приходько О. В., Перепадя О. А.</i> Оптимизация составляющих шихты при получении качественных литейных чугунов для изделий тяжелого машиностроения	180
<i>Пшеничный И.Н., Лубенская Л.М., Ясуник С.Н., Букаранов Ю.Н.</i> Условия формирования профиля поршневого кольца при вибрационной обработке	187
<i>Маковецкий В.В., Сатонин А.В., Маковецкий А.В.</i> Использование усовершенствованной правки гибкой для устранения искажений формы заготовок ажурной конструкции из титановых сплавов	194
<i>Мишура Е.В.</i> Комплексный подход к оптимизации технологических процессов механообработки изделий тяжелого машиностроения	201
<i>Володченко Г.Ф. Володченко В.В.</i> Тенденции совершенствования и развития САПР технологических процессов	207
<i>Онищук С.Г.</i> Технологическое обеспечение точности обработки нежестких деталей при электромеханической обработке	212
<i>Лебедев В.Я.</i> Повышение эффективности и качества обработки крупногабаритных деталей ротационными резцами	217

РАЗДЕЛ 5 Математическое моделирование и оптимизация технологических систем

<i>Мироненко Е.В., Колесник В.В.</i> Выбор оптимальных размеров специальных твердосплавных пластин для агрегатно-модульных резцов	223
<i>Грабченко А.И., Федорович В.А., Русанов В.В.</i> Моделирование процесса определения оптимальных характеристик алмазно-абразивного инструмента	229
<i>Зинченко Р. А., Криворучко Д. В.</i> Нейросети в теории резания: современные достижения	235
<i>Ковалева Л.И., Дюбнер Л.Г. Скрынник П.В.</i> Основные положения алгоритма для моделирования процесса резания с учетом физических явлений, его сопровождающих	241
<i>Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Филимонов Е.В.</i> Современные подходы в моделировании структур применительно к абразивно-алмазным инструментам	247
<i>Ковалевская Е.С.</i> Информационная модель систем технологических процессов механообработки	254
<i>Сердюк А.А., Греков Д.В., Зателепина С.Г.</i> Об эффективности применения теории детерминированного хаоса и фрактальной геометрии для исследования нелинейной динамики тяжелых станков с ЧПУ	259
<i>Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Яровий Р.О.</i> Аналіз динамічних характеристик системи стабілізації швидкості обертання круга	267

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск №15

Наукове видання

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1–05/7
Рішення вченої ради ДДМА, протокол № 13 від 27.05.2004

Комп'ютерна верстка:
Андронов А.Ю., Гаков С.О., Ткаченко М.А., Бондаренко Д.В.

Підписано до друку . Формат 60x84¹/₁₆.
Друк ризографічний. Умовно друкованих аркушів 14,5.
Тираж 100 прим. Замовлення № 313

Донбаська державна машинобудівна академія
Україна, 84913, Донецька обл.,
м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72