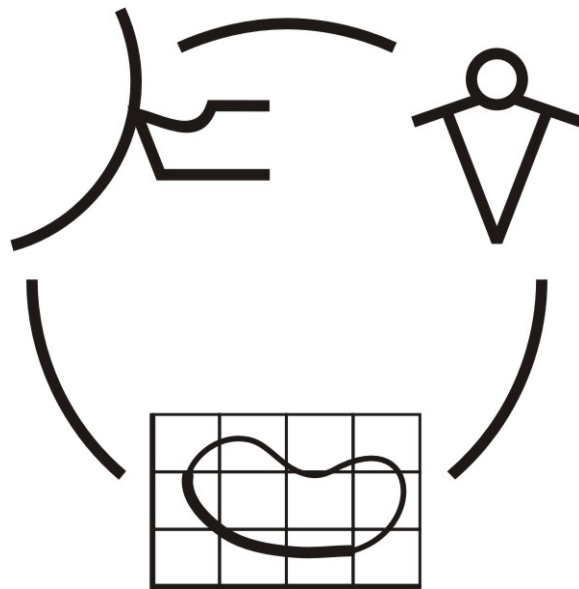


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 20



КРАМАТОРСЬК - КИЇВ 2006

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ - Київ, вип. №20, 2006. - 236 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. - Краматорск - Киев, вып. №20, 2006. - 236 с.

ISBN 978-966-379-146-3

Редакційна рада:

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

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

ISBN 978-966-379-146-3

© Донбаська державна машинобудівна академія 2006

РАЗДЕЛ 1

Процессы и инструменты механообработки

УДК 621.914.2

Равская Н.С., Родин Р.П., Жирнов А.С.
НТУУ "КПИ", г. Киев, ДГМА, г.Краматорск, Украина

УГЛОВОЕ ЗАТЫЛОВАНИЕ СБОРНЫХ ФРЕЗ ПО ОКРУЖНОСТИ

The geometry of the back surface of collapsible milling cutters is considered at their angular backing off. Sizes of static back corners in normal section to a cutting edge in the base point and in an arbitrary point of the cutting edge are certain at chosen inclined position of the milling cutter's knife in the corps of adaptation are certain.

Введение

При затыловании сборных фрез по окружности ножи устанавливаются в пазах приспособления и обтачиваются или шлифуются на токарных или круглошлифовальных станках.

После обточки ножей в приспособлении их переставляют в пазы корпуса фрезы. Обычно пазы в корпусе фрезы и в корпусе приспособления идут параллельно их осям.

В общем случае положение пазов в корпусе приспособления может не совпадать с положением пазов в корпусе фрезы. В результате соответственно меняются величины задних углов на режущей части фрезы.

Это позволяет создавать более рациональный характер изменения величин задних углов на режущей части фрезы и соответственно влиять на работоспособность инструмента. Однако вопросы определения задних углов, при различном расположении пазов в корпусе приспособления и в корпусе фрезы, не решены. Поэтому в данной статье решается задача определения величин задних углов, создаваемых на режущей части фрезы при угловом затыловании по окружности при различном расположении пазов в корпусе приспособления и в корпусе фрезы.

Геометрия задней поверхности сборных фрез при угловом затыловании по окружности

Схемы установки ножа в корпусе фрезы и в корпусе приспособления изображены на рис.1 и 2. Ножи в корпусе фрезы (рис.1) устанавливаются

таким образом, что передняя плоскость проходит через ось фрезы, то есть рассматривается фреза у которой передние углы и углы наклона режущей кромки равны нулю. Положение ножей в корпусе приспособления определяется выбранными величинами угла ε наклона паза приспособления и угла δ , который характеризует смещения паза с оси приспособления в рассматриваемой точке А режущей кромки (рис.2). Определим величины задних углов в точке А режущей кромки. Задняя поверхность создается как поверхность вращения режущей кромки вокруг оси О приспособления. При этом касательная к задней поверхности в точке А, в плоскости перпендикулярной оси приспособления, будет прямая АВ, положение которой характеризуется углом δ . Угол δ определяется по зависимости:

$$\sin \delta = \frac{H}{R_i}$$

где H – расстояния от передней плоскости ножа до оси приспособления, измеряемое в сечении перпендикулярном оси приспособления и проходящем через точку А. С ножом фрезы свяжем систему координат XYZ. Вектор, идущий по прямой АВ, будет:

$$\overline{AB} = -\bar{i} \sin \varepsilon + \bar{j} \cos \varepsilon - \bar{k} \operatorname{tg} \delta.$$

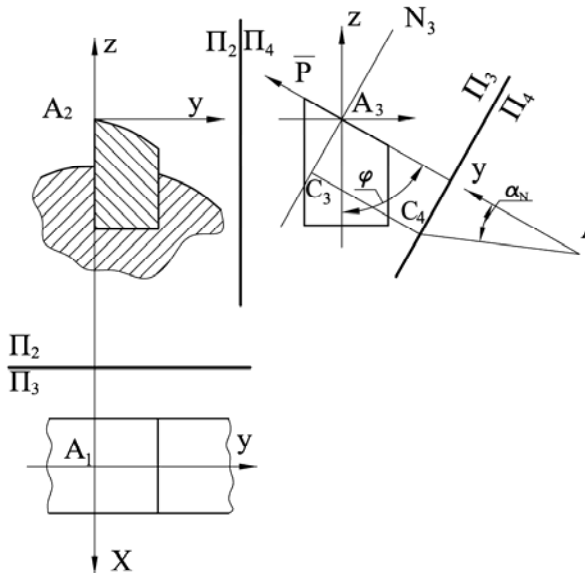


Рисунок 1 – Положение ножа в корпусе фрезы

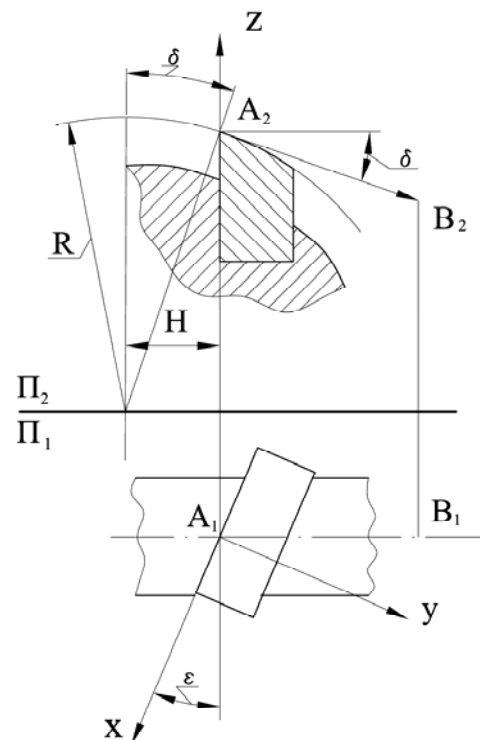


Рисунок 2 – Положение ножа в корпусе приспособления

Рассмотрим положение ножа фрезы в корпусе фрезы. Положение вектора \bar{P} , касательного к режущей кромке в исследуемой точке А, определяется величиной угла в плане φ . В системе XYZ вектор \bar{P} будет:

$$\bar{P} = -\bar{i} \sin \varphi + \bar{k} \cos \varphi$$

Сечение N, перпендикулярное режущей кромке и проходящее через точку А, пересекается с задней поверхностью, касательная к которой будет прямая АС. Положение прямой АС характеризуется статическим задним углом α_N в нормальном к режущей кромке сечении. В системе XYZ вектор \bar{AC} будет:

$$\bar{AC} = -\bar{i} \cos \varphi + \bar{j} \operatorname{tg} \alpha_N - \bar{k} \sin \varphi$$

Три вектора \bar{AB} , \bar{P} и \bar{AC} лежат в одной плоскости, которая касается задней поверхности в точке А режущей кромки. Поэтому их векторно-скалярное произведение равно нулю.

$$([\bar{P} \times \bar{AB}] \bar{AC}) = 0$$

Следовательно:

$$\begin{vmatrix} -\sin \varphi & 0 & \cos \varphi \\ -\sin \varepsilon & \cos \varepsilon & -\operatorname{tg} \delta \\ -\cos \varphi & \operatorname{ctg} \alpha_N & -\sin \varphi \end{vmatrix} = 0$$

Раскрывая определитель будем иметь:

$$\operatorname{tg} \alpha_N = \frac{\operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi + \sin \varepsilon \cdot \cos \varphi}{\cos \varepsilon}$$

или

$$\operatorname{tg} \alpha_N = \frac{\operatorname{tg} \delta \cdot \sin \varphi}{\cos \varepsilon} + \operatorname{tg} \varepsilon \cdot \cos \varphi$$

Рассмотрим произвольную точку Е режущей кромки, координаты которой в системе XYZ будут X_E , Z_E , $Y_E=0$. (рис.3). Расстояние H_E для точки Е будет равно:

$$H_E = H - X_E \cdot \sin \varepsilon$$

Угол δ_E в точке Е будет равен:

$$\operatorname{tg} \delta_E = \frac{H - X_E \cdot \sin \varepsilon}{R \cdot \cos \delta + Z_E}$$

Соответственно статический задний угол α_{NE} в точке E режущей кромки будет равен:

$$\operatorname{tg}\alpha_{NE} = \frac{\operatorname{tg}\delta_E \cdot \sin\varphi_E}{\cos\varepsilon} + \operatorname{tg}\varepsilon \cdot \cos\varphi_E$$

Определим положение ножа в корпусе приспособления, если в точке A угол $\varphi_A = 90^\circ$, а задний статический угол в нормальном сечении α_{NA} .

В точке E угол $\varphi_E = 0$, а задний статический угол α_{NE} .

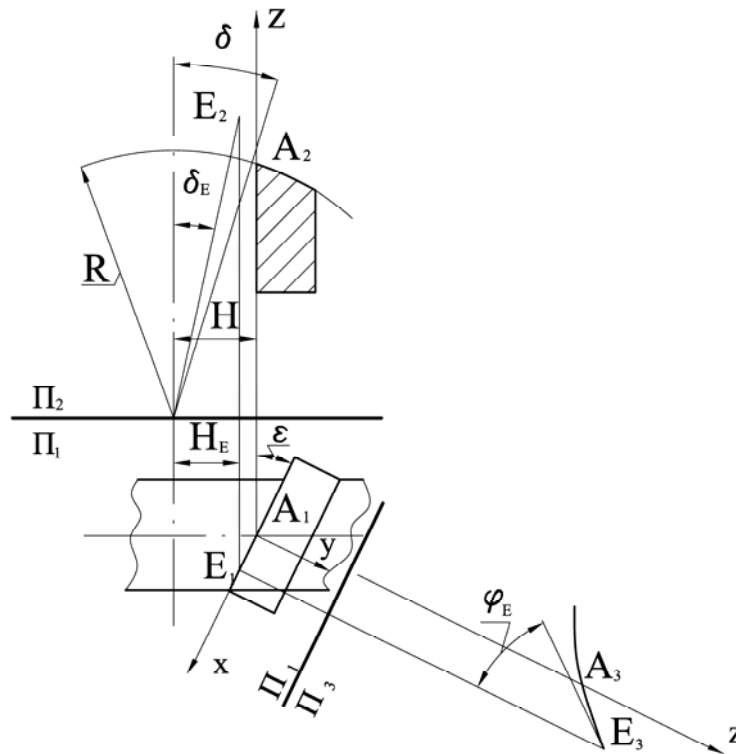


Рисунок 3 – Определение α_N в произвольной точке профиля ножа

В соответствии с общей формулой для точки A будем иметь:

$$\operatorname{tg}\alpha_{NA} = \frac{\operatorname{tg}\delta}{\cos\varepsilon}$$

Для точки E получим:

$$\operatorname{tg}\alpha_{NE} = \operatorname{tg}\varepsilon \cdot \cos\varphi_E = \operatorname{tg}\varepsilon$$

Отсюда угол ε будет равен:

$$\varepsilon = \alpha_{NE}$$

Угол δ подсчитывается по формуле.

$$\operatorname{tg}\delta = \operatorname{tg}\alpha_{NA} \cdot \cos\varepsilon = \operatorname{tg}\alpha_{NA} \cdot \cos\alpha_{NE}$$

При проектировании фрез с заданной формой режущей кромки анализ геометрии задней поверхности и выбор наиболее рациональной схемы затылования по окружности можно вести в такой последовательности.

Для базовой точки А определен угол "δ" при выбранной величине угла ε наклона ножа в корпусе приспособления.

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{\operatorname{tg}\alpha_N \cdot \cos\varepsilon - \sin\varepsilon \cdot \cos\varphi}{\sin\varphi}$$

Рассчитываем угол δ_E для ряда точек режущей кромки и определяем в них статический задний угол в нормальном к режущей кромке сечении - α_{NE} .

$$\operatorname{tg}\delta_E = \frac{H - X_E \cdot \sin\varepsilon}{R \cdot \cos\delta + Z_E}$$

$$\operatorname{tg}\alpha_{NE} = \frac{\operatorname{tg}\delta_E \cdot \sin\varphi_E}{\cos\varepsilon} + \operatorname{tg}\varepsilon \cdot \cos\varphi_E$$

Расчеты ведутся при различных величинах угла "ε" и строятся графики зависимости задних углов α_{Ni} .

Сравнивая графики изменения задних углов α_{Ni} вдоль режущей кромки при различных значениях угла ε определяется целесообразный вариант углового затылования фрезы по окружности.

Выводы

Рассмотрена геометрия задней поверхности сборных фрез при их угловом затыловании.

Определены величины статических задних углов в нормальном к режущей кромке сечении в базовой точке режущей кромки и в произвольной точке, при выбранном наклонном положении ножа фрезы в корпусе приспособления.

Показано, что изменяя значение угла ε можно выбирать наиболее целесообразные варианты углового затылования фрезы, для получения необходимых углов α_N

Литература

- 1 Родин П.Р. "Металлорежущие инструменты" К. Вища шк. 1986, 455с.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Ткаченко Н.А., Андронов А.Ю.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЕРОЯТНОСТНЫЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ ИЗНОСА И РАЗРУШЕНИЙ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

In the article a probabilistic approach to the estimation of refusals of cutting tools is presented. This probabilistic approach to the estimation of wear and destructions of instrument enables more exactly to forecast the size of period of firmness of instruments and degree of his dispersion.

Статистические исследования работоспособности твердосплавных режущих инструментов показывают [1], что в зависимости от вида и условий обработки, характера припуска период стойкости инструмента зависит от вероятностей его износа и разрушения. Законы распределения стойкостей также зависят от превалирующих видов отказа. Так, при износных отказах распределение периода стойкости не противоречит нормальному закону, а при наличии поломок и выкрашиваний инструментов – закону Вейбулла-Гнеденко [2].

Существует множество стойкостных зависимостей, которые с разной степенью приближения позволяют определить период стойкости инструментов, основным видом отказа которых является их изнашивание. Однако, эти зависимости не дают возможности судить о рассеивании стойкости инструмента. При чистовой обработке деталей одним из видов отказов инструмента является его размерный износ от которого зависит точность обработки деталей и стабильность технологического процесса. При этом, на точность обработки влияют систематические и случайные погрешности.

В большинстве технологических процессов изменение размеров деталей из-за случайных погрешностях увеличивается со временем так, что они способствуют увеличению поля рассеивания размеров. В связи с этим возникает задача учета вероятностного характера износа инструмента при определении его наработки на отказ. Отказом в этом случае является потеря прочности обработки.

Стохастическое уравнение износа [3]:

$$\frac{d\Delta(t)}{dt} = C + \lambda\Delta(t) + N(t), \quad (1)$$

где C – постоянная составляющая скорости износа; λ – среднее значение ускорения износа; $N(t)$ – стационарный случайный нормальный процесс с нулевым средним и достаточно малым временем корреляции.

Спектральная плотность процесса $H(t)\sigma^2$. Наличие процесса $H(t)$ связано со случайностью процесса износа.

Пусть начальное отклонение размера детали (начальный зазор), полученное при изготовлении, Δ_0 .

Уравнение (1) будет иметь вид:

$$\frac{d\Delta(t)}{dt} = \lambda \left[\frac{C}{\lambda} + \Delta_0 + \Delta(t) + N(t) \right], \quad (2)$$

где $\Delta_{(t=0)} = 0$.

Проанализируем величины, входящие в выражение (2): $\Delta(t)$ и $\frac{d\Delta(t)}{dt}$ – определяют величину отклонения линейного размера детали от номинального значения и производную по времени от этого отклонения. Это случайные величины, зависящие от случайного процесса $N(t)$. Значения начального зазора Δ_0 , постоянной составляющей скорости износа C и коэффициента пропорциональности λ являются случайными величинами с плотностью вероятности соответственно $f(\Delta_0)$, $f(C)$ и $f(\lambda)$.

Если обозначить:

$$x = \frac{C}{\lambda} + \Delta + \Delta_0; \quad x_0 = \frac{C}{\lambda} + \Delta_0; \quad -\lambda = d, \quad (3)$$

Выражение (2) примет вид:

$$\frac{dx}{dt} + dx = N(t). \quad (4)$$

Таким образом, процесс износа описывается стохастическим дифференциальным уравнением первого порядка.

При чистовой обработке валов на тяжелых станках возникает задача определения размерной стойкости инструмента (математического ожидания и дисперсии) при нахождении размера обрабатываемой детали в заданном поле допуска a и b , границы которого определяются как минимальное и максимальное значения величин отклонений, зависящих от износа инструмента. Поэтому $(a, b) = \left(\frac{C}{\lambda}; \frac{C}{\lambda} + \Delta_{\max} \right) = (x_{\min}, x_{\max})$

Найдем математическое ожидание и дисперсию размерной стойкости инструмента при условии, что значение начального зазора Δ_0 , постоянной составляющей скорости износа C и коэффициента пропорциональности λ заданы, т.е. в случае, когда $W(\Delta_0) = \delta(\Delta_0 - \Delta_{03})$:

$$W(C) = \delta(C - C_3), \quad W(\lambda) = \delta(\lambda - \lambda_3), \quad (5)$$

где Δ_{03} , C_3 , λ_3 – соответствующие заданные значения начального зазора, скорости износа инструмента, коэффициента пропорциональности.

В этом случае плотность вероятности координаты x в уравнении (4) в начальный момент времени $t = 0$ является дельта-образной функцией, т.е.

$$W_0(x) = \delta(x - x_0) = \delta\left(x - \frac{C_3}{\lambda} - \Delta_{03}\right). \quad (6)$$

Определим вероятность того, что случайная координата x в течение времени t достигнет границ интервала (x_{\min}, x_{\max}) через $P_{x_{\min}, x_{\max}}(t, x)$. Можно показать, что для непрерывных Марковских процессов, которыми

являются процессы износа, описываемые выражением (4), искомая вероятность удовлетворяет следующему уравнению [4]

$$\frac{\partial P_{x_{\min}, x_{\max}}}{\partial t} = K_1(x_0) \frac{\partial P_{x_{\min}, x_{\max}}}{\partial x_0} + \frac{1}{2} K_2(x_0) \frac{\partial^2 P_{x_{\min}, x_{\max}}}{\partial x_0^2} \quad (7)$$

с начальными условиями $P_{x_{\min}, x_{\max}}(0, x_0) = 0$ и краевыми условиями $P_{x_{\min}, x_{\max}}(t, x_{\min}) = P_{x_{\min}, x_{\max}}(t, x_{\max}) = 1$.

Очевидно, что $\lim_{t \rightarrow \infty} P_{x_{\min}, x_{\max}}(t, x) = 1$.

Коэффициенты $K_1(x_0)$, $K_2(x_0)$ в уравнении (7) определяют исходным дифференциальным уравнением (4) соответственно как математическое ожидание скорости износа в начальный момент времени и как спектральная плотность процесса $N(t)$ и вычисляют по формулам

$$K_1(x_0) = C + \lambda \Delta_0; \quad K_2(x_0) = \frac{1}{2} \sigma_N^2.$$

Обозначим одномерные моменты времени достижения границ через

$$T_n = T_n(x_{\min}, x_0, x_{\max}) = \int_0^{\infty} t^n \frac{\partial P_{x_{\min}, x_{\max}}}{\partial t} dt.$$

Дифференцируя обе части уравнения (7) по t , умножив результат на $\exp(jvt)$ и интегрируя затем по t от 0 до ∞ получим следующее уравнение для характеристической функции:

$$-jv \Theta_{x_{\min}, x_{\max}} = K_1(x_0) \frac{\partial \Theta_{x_{\min}, x_{\max}}}{\partial x_0} + \frac{1}{2} K_2(x_0) \frac{d^2 \Theta_{x_{\min}, x_{\max}}}{dx_0^2}$$

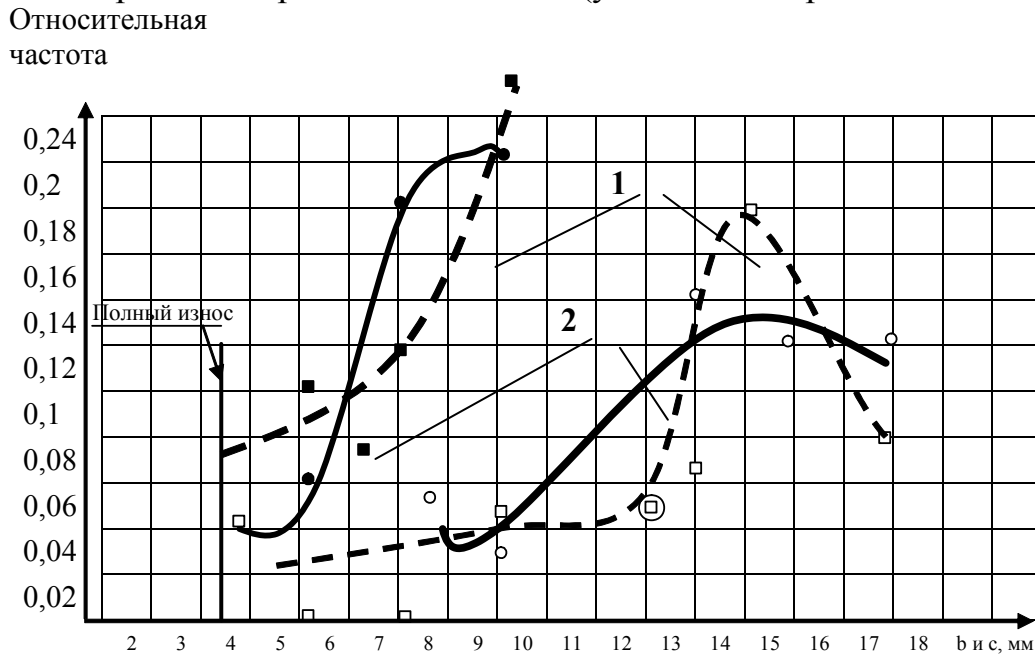
$$\Theta_{x_{\min}, x_{\max}}(jv, x_0) = - \int_0^{\infty} \frac{\partial}{\partial t} P_{x_{\min}, x_{\max}}(t, x) e^{jvt} dt \quad (8)$$

Уравнение (8) позволяет найти одномерные моменты времени первого достижения границ.

Особенностью эксплуатации твердосплавного инструмента при черновой обработке является наличие (до 75%) отказов, связанных с накоплением повреждений и его разрушением [5]. Для учета этого явления предложено в стойкостные зависимости и другие математические модели для определения рациональных режимов резания вводить величину вероятности разрушения инструмента. В связи с этим возникает задача прогнозирования вероятности разрушения инструмента при известных входных параметрах процесса обработки [5]. Статистические исследования состояния списанных твердосплавных резцов показали, что полного износа достигает небольшое количество резцов (до 5%) [6]. Все рассмотренные типы и размеры черновых резцов списываются в подавляющем большинстве случаев из-за поломок режущей части. Однако, резцы меньших размеров и резцы, работающие в лучших условиях, используются несколько лучше и выдерживают большее число переточек. Наибольшее количество крупных проходных резцов разрушается без переточек или с минимальным их числом. Это дает основания считать, что число при

черновой обработке число заточек инструмента почти не зависит от схемы и величины стачивания при переточках, а практически определяется только вероятностью их поломок.

На рис.1 представлено распределение размеров пластин твердого сплава списанных проходных резцов ЗАО НКМЗ (усеченный нормальный закон).



1 – резец прямой, 2 – резец отогнутый

Рисунок 1 – Распределение ширины и толщины пластин на списанных проходных резцах

В результате статистической обработки производственных данных с помощью пакета программ Statistica 5.5, получена степенная зависимость для определения вероятности поломок твердосплавных резцов:

$$P_{(n)} = C_{p(n)} \sigma_B^{n_{pn}} t^{x_{p(n)}} s^{y_{p(n)}} D_c^{z_{p(n)}}, \quad (1)$$

где σ_B – предел прочности на растяжение обрабатываемого материала, МПа, t – глубина резания, s – подача, мм/об, D_c – размерный параметр станка, мм, $C_{p(n)}$ – постоянная, зависящая от условий обработки

В результате статистической обработки данных для наиболее распространенных условий эксплуатации режущего инструмента, на тяжелых станках получены зависимости (2) и (3) вероятности разрушения инструментов (коэффициенты множественной корреляции $R_1=0,72$, $R_2=0,74$) для станков разных типоразмеров.

$$P_{(n)_1} = 0.5 \sigma_B^{1.75} t^{1.1} s^{2.25} D_c^{-1.5} \quad \text{для } D_c \leq 2500 \text{ мм} \quad (2)$$

$$P_{(n)_2} = 0.28 \cdot 10^{-11} D_c^{1.8} \sigma_b^{1.75} t^{1.1} s^{2.25} \quad \text{для } D_c \geq 2500 \text{ мм} \quad (3).$$

Анализ статистических данных о влиянии размеров станка на вероятность поломок резцов показывает, что вероятность поломок, как правило, уменьшается с увеличением D_c примерно до 2500 мм и

увеличивается при дальнейшем росте D_c . Таким образом, подтверждается предположение о наибольшей жесткости станков с $D_c=2500$ мм [6].

Величина показателя степени $Z_p(n)$ в формуле вероятности поломок (1) для $D_c < 2500$ составляет в среднем 1,5. В некоторых случаях усреднение коэффициентов производилось путем расчета относительных вероятностей от предела прочности на растяжение обрабатываемого материала. Обрабатываемый материал оказывает большое влияние на число поломок. Показатель степени $n_{p(n)}$ в формуле связи подачи с вероятностью разрушения равен 1,75.

Сравнение данных разных конструкций резцов показало, что резцы с вертикально расположенной пластиной твердого сплава обеспечивают уменьшение числа поломок в среднем в 1,9 раза по сравнению с резцами, имеющими горизонтальную пластину. Это соответствует росту подачи при постоянной вероятности поломок резцов в 1,33 раза.

Влияние глубины резания на вероятность поломок резцов характеризуется показателем степени $X_{p(n)}$, который в среднем равен 1.1. Изменение подачи больше сказывается на числе поломок резцов, чем изменение глубины резания. Среднее значение показателя степени $Y_{p(n)}$ равно 2,25.

Большая степень влияния подачи на вероятность поломки резцов подтверждает еще раз, что обдирочную обработку выгодно вести с максимальной глубиной резания не только с точки зрения стойкости резцов, но и с точки зрения вероятности их поломок.

Выводы

Таким образом, вероятностный подход к оценке износа и разрушений инструмента дает возможность более точно прогнозировать величину периода стойкости инструментов (наработку на отказ) и степень его рассеивания. При чистовой обработке это дает возможность повысить точность обработки, при черновой – снизить простои станка в связи с поломкой инструмента.

Литература

- 1 Клименко Г.П. Исследование условий обработки деталей тяжелого машиностроения // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 13, 2003. – С.24-30.
- 2 Клименко Г.П., Андронов А.Ю. Вероятностный подход к определению размеров режущей пластины инструмента с учетом накопления его повреждений // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць.– Краматорськ: ДДМА, вип. 19, 2006. – С.227-234.
- 3 Bauer Ed. F.L. Advanced course on software engineering. Berlin – Heidelberg – New-York, "Springer-Verlag", 1973. P.427-428.
- 4 Шрейдер Ю.А. Равенство, сходство, порядок. М. "Наука", 1971, 256 с.
- 5 Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Ткаченко Н.А. Определение вероятности разрушения токарных резцов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць.– Краматорськ: ДДМА, вип. 18, 2006. – С.196-200.
- 6 Клименко Г.П. Определение нормативного расхода режущего инструмента для тяжелых токарных станков // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. Сборник. – Харьков: ХГПУ, 1998. – Вып. 52. – С. 99-104.

УДК 620.179.14(088.8)

Остафьев В.А., Кокаровцев В.В., Диордица И.Н., Тымчик Т.Г.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

ВОПРОС О ВОЛНОВОМ ХАРАКТЕРЕ ПРОЦЕССА МЕТАЛЛООБРАБОТКИ

In the article is considered question of metal cutting process, (process of shavings forming) at the razor metal processing, which introduce itself speed cyclic, relaxation (elastic-plastic) transformation of material of work piece in the material of shavings with its structure and physic, forming of two new (juvenile) surfaces shavings typical elements.

Процесс резания металлов, (процесс стружкообразования) при лезвийной металлообработке: строгания, точения, фрезерования, сверления и т.п., представляет собой скоростное циклическое, релаксационное (упруго-пластическое) преобразование материала заготовки, в материал стружки со своей особой структурой и физикой, образования двух новых (ювенильных) поверхностей и характерных элементов стружки. [3,4,5,8].

Данный процесс в своей динамике сопровождается рядом механических, химических и электромагнитных процессов, с экстремальным значением давлений и температур, в зоне резания (зоне контакта инструмента и заготовки).

В упрощенном, но достаточно корректном виде, особенно для больших скоростей резания [7,2,6,8], физика (механика) цикла стружкообразования заключается в том, что при движении резца в процессе прямоугольного свободного резания (срезание слоя толщина a) со скоростью резания - V_p , на передней контактной поверхности резца около его вершины в пределах площади контакта в зоне резания (на длине контакта - l_k), растет нормальное к поверхности резца напряжения σ_N , а затем при его определенном (максимальном) значении - σ_N происходит сдвиг по, так называемой, плоскости скалывания на длине - l_{ck} , которая располагается под углом - β к направлению вектора скорости резания \vec{V}_p . Вершина - "О" угла - β "условно" совпадает с вершиной резца

Эти упрощенные представления о процессе (физической модели) были получены ещё в 80-х годах 19 столетия [6,7,8], однако, до сегодняшнего дня не утратили своей актуальности. Дальнейшие многолетнее теоретико-экспериментальные исследования и построение "новых моделей" привели в основном к тому, что вместо плоскости скалывания мы рассматриваем слой материала, определенной толщины

параллельный плоскости скалывания - \tilde{a} , соизмеримый с толщиной среза - a , с параллельными, границами. Данный слой мы называем зоной пластического преобразования материала в отличие от контактной зоны на длине контакта на передней поверхности инструмента. Параметры зоны контакта и зоны пластического преобразования взаимосвязаны. Их значения и соотношения поддерживаются автоматически в зависимости от режимов резания (S, t, V_p) и параметров ТОС (технологической обрабатывающей системы, то есть – станка- инструмента и приспособления).

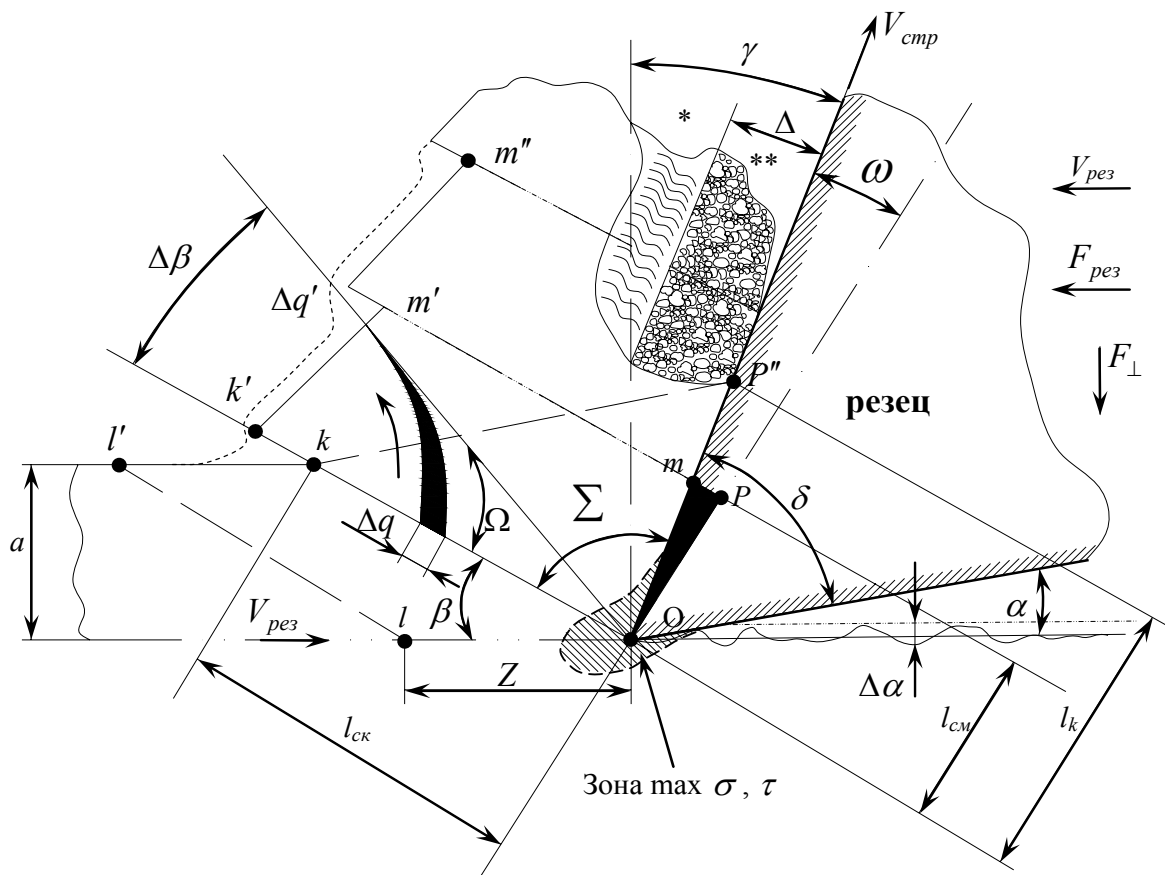


Рисунок 1 – Процесс стружкообразования при лезвийной металлообработки

Следует отметить, что почти все “физико-геометрические” модели были получены на основе многочисленных трудоемких и дорогостоящих экспериментов для случаев прямоугольного свободного резания [5,3].

Авторы данной статьи считают, что дальнейшие разработки в данном направлении, необходимые как для прикладной так и для фундаментальной науки и могут быть получены на основе уже имеющихся экспериментальных материалов [5]. Данные исследования необходимы

также для определения волновой природы процесса стружкообразования [5,7].

Если учесть исследование И.А. Тиме [7], заключающиеся в том, что отношение длины плоскости скалывания (при ширине v -для прямоугольного резания) высоте сегмента цикла стружкообразования l_{cm} рис.1 равно определенному параметру $Q_i = l_{ck} / l_{cm}$, то его можно

рассматривать как отношения напряжений σ_N / τ_{ck} [7]. Данное отношение может быть определено и теоретически на основании данных о силах измеренных при резании. Для разных материалов И.А. Тиме были получены следующие значения Q : для стали $Q_1=1,7$; для железа $Q_2=2,17$; для чугуна $Q_3=5,66$; для твёрдой бронзы $Q_4=4,33$; для мягкой бронзы $Q_5=2$.

Прямые измерения элементов стружек, полученных при резании с низкими скоростями, показало, что для стали, железа и вязкой бронзы при углах резания $\delta = 45 \div 75^0$, Q_i – находится в пределах $Q_j \approx 2$.

Забегая вперёд, скажем, что последующие экспериментальные исследования других исследований при больших скоростях резания показали, что приблизительно такие же отношения сохраняются при высоких скоростях резания [8,7,5]. С помощью данного параметра мы можем более менее точно определять период цикла стружкообразования, частоту релаксации, и подойти к исследованию волновых аспектов процесса стружкообразования.

Итак, для случая свободного прямоугольного резания $l_{ck} / l_{cm} = Q$, - приближённо постоянной величиной

$$V_{cmp} = V_p / \xi, \quad (1)$$

где ξ – усадка стружки τ .

В свою очередь

$$l_{ck} = a / \sin \beta \quad (2)$$

Согласно рис.1, в результате процесса стружкообразования (без потери сплошности среды) параллелограм $Oll'k$ переходит в трапецию $Ok'm'$ с высотой трапеции - l_{cm} , в котором сторона $m'm$ параллельная плоскости скалывания [5].

Шаг циклического движения стружки вдоль передней поверхности $l_{ц} = l_{cm} \cdot \cos \omega$ (рис.1), где $\omega = \beta - \gamma$, так как стороны образующие угол ω перпендикулярны плоскости скалывания и вектору $-V_p$.

С учетом известного выражения для усадки стружки [7,5]

$$\xi = \cos(\beta - \gamma) / \sin \beta \quad (3)$$

получим формулу для определения частоты циклообразования:

$$f_u = \frac{Q \cdot V_p}{a} \cdot \frac{\sin^2 \beta \cdot \cos \omega}{\cos(\beta - \gamma)} \quad (4)$$

но поскольку $\omega = \beta - \gamma$, следовательно:

$$f_u = \left\{ \frac{V_p}{a/Q} \right\} \cdot \sin^2 \beta \quad (5)$$

Мы специально выделили отношения a/Q , чтобы показать, что при $Q \approx 2$ (для стали по И.А.Тиме) частота определяется приблизительно половиной толщины среза и величиной угла – β .

Соответственно, период – цикла стружкообразования будет:

$$T_u = 1/f = \frac{a}{V_p \cdot Q \cdot \sin^2 \beta} \quad (6)$$

Эти формулы дают приближённую оценку частоты (периода) циклообразования. Для $\beta = 45^0$ при котором $\xi = 1$, частота цикла определяется отношением $f_u = V_p / a$. При $\beta = 20^0$ частота будет в десять раз меньше.

Модель с одной плоскостью скалывания – это естественно весьма упрощённые представления о процессе стружкообразования. В результате развития теории и экспериментальных исследований мы имеем еще взаимно перпендикулярные структуры (текстуры) прирезцовой наружных сторон стружки. Остаются открытыми и недостаточно исследованными вопросы наростообразования, вопросы поведения материала в саморегулируемой контактной зоне, а самое главное, вопросы образования двух новых свободных ювинильных поверхностей раздела.

Наиболее интересной работой, определяющей волновой характер процесса резания металлов является, на наш взгляд, работа Каллиопина В.В. [3,2]. Работа многолетней давности, но работа которая (и в методическом и в научном плане) наметила основные пути решения столь сложной проблемы.

Во первых, современные инженерные методы расчета придельного напряжённого состояния, пластической деформации и разрушения основана преимущественно на макроскопических понятиях и представлениях а в действительности разрушению в динамике стружкообразования предшествует сложные микро и субмикроскопические процессы. Физика этих процессов с учётом термодинамики зависит от уровня напряжений, которые можно подразделять на три группы [1].

Напряжения первого уровня уравниваются в объёмах одного порядка с объёмами тела. Именно он используется почти во всех работах по резанию.

Напряжения второго уровня уравниваются в объёмах нескольких кристаллитов. Они определяют процесс наростообразования [5,7].

Напряжения третьего рода – уравниваются в объёмах одной или нескольких кристаллических ячеек и определяют физику процессов резания в зоне контакта на передней поверхности инструмента [5,7].

Динамика образования “сетки трещин со случайными размерами ячеек определяет процессы стружкообразования”- тиксотропии механизма течения стружки.[2]

С другой стороны она определяет образование двух взаимно-перпендикулярных текстур рис.1 толщиной $a_{стр} - \Delta$ перпендикулярной Δ . Одна текстура на прирезцовой части стружки, в направлении вектора скорости а другая (при сливной и другим видам стружки) приближенно перпендикулярную первой на свободной поверхности стружки начиная со сливной. Однако во всех видах стружки во всех случаях мы имеем волновой процесс, который определяет механизм поведения пластических (псевдопластических) динамических систем.

В настоящее время требуется комплексный анализ и уточнение уже существующих моделей, переосмысление ряда положений имеющегося огромного экспериментального и теоретического материала, который интересен как с позиций теории металлообработки, так и для использования в фундаментальной науке для решения проблем динамики и прочности.

Литература

- 1 Г.С. Пискаренко, А. А. Лебедев. Сопrotивление материалов деформированию и резанию при сложно напряжённой “Наукова думка”, Киев 1969г. 200с.
- 2 П.Ф. Овчинников. Виброреология. Киев “Наукова думка” 1983г. 272с.
- 3 В.В. Каллиоппин. Механика волны пре резании. Издательство “Наука и техника” 1969г. 172с.
- 4 А.И. Каширин. Исследование вибрации при резании металла. Издательство академии наук СССР 1944г. 130с.
- 5 Н.В. Талантов. Физические основы процесса резания изнашивания и разрушения инструмента Москва “Машиностроения” 1992г. 240г.
- 6 Физические процессы при резании металлов. Сборник научных трудов. Волгоград. Издательство ВПИ. 1984г. 179с.
- 7 М.И. Клушин. Резание металлов. Москва. “МАШГИЗ”. 1953г. 431с.
- 8 В.А. Остафьев. Определение основных параметров процесса деформирования при резании металлов. Министерство высшего и среднего образования УССР. Киев 1969г. 95с.

УДК 620.179.14

Бабин О.Ф., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТОКАРНОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ НЕСВОБОДНОМ РЕЗАНИИ

The methods of increasing of chatter stability and productivity of machine-tools are introduction active dampers of turning vibrations to the construction of headstock, application of spindle supports with promoted damping (for example, hydrostatical) and realization of the automatic switching of serves as the change of the processed diameters.

Введение

При построении расчетной схемы динамической системы станка исходной информацией являются данные об операциях, которые ограничивают производительность и точность обработки, а также статические и динамические характеристики упругой системы применительно к этим операциям.

В общем случае для системы с тремя степенями свободы выражение для динамической податливости можно записать в виде суммы девяти компонентов

$$W_{yc} = \sum R_{jk} W_{jk}, \quad (1)$$

где R_{jk} – коэффициенты направлений, учитывающие ориентацию в пространстве, соответствующих составляющих силы резания и перемещений;

W_{jk} – динамическая податливость в соответствующих направлениях.

Очевидно, что для разных видов обработки и разных конструкций упругих систем не все составляющие будут равноценны.

Для токарной обработки на тяжелых токарных станках наиболее сложными видами обработки являются операции отрезки, прорезки пазов, поперечное врезное точение – то есть несвободное резание. Для специальных токарных станков, таких как вальцетокарные, слиткоразрезные, центровально-отрезные экспериментальные исследования должны включать выявление частот наиболее интенсивных относительных колебаний инструмента и заготовки, ограничивающие возможности станка по производительности, анализ поведения системы на этих частотах – определение собственных частот и форм колебаний и

выявление параметров, оказывающих наибольшее влияние на динамическую жесткость системы.

Относительно слабая связь различных форм колебаний упругих систем и то, что частоты колебаний процессов в ряде случаев существенно различны, позволяет ввести понятие «доминирующая система», которая устанавливается на основе экспериментально выявленных форм колебаний.

Для рассматриваемых случаев – отрезки и прорезки пазов, нас будет интересовать динамическая податливость в направлении оси «Y» $W_{y0} = y/P_y$ и крутильная податливость системы относительно оси «X» $W_x = \omega/M_x$, где ω – угол закручивания привода главного движения; M_x – крутящий момент на шпинделе.

Вопросы несвободного резания не нашли еще достаточно полного исследования в литературных источниках, несмотря на свою актуальность. Есть некоторые работы в этой области [1], которые не позволяют решать практические задачи при проектировании специальных токарных станков.

В связи с изложенным выше, в работе ставилась задача провести исследования слиткорезных станков модели 18А65 с целью выявления основных причин низкой виброустойчивости, а также определения режимов обработки, обеспечивающих безвибрационную обработку при максимальной производительности. Второй задачей является построение динамической модели работы станка и решение ее с применением современных математических программных пакетов.

Основная часть

Слиткорезные станки предназначены для резки слитков на заготовки бандажей колесных пар вагонов и локомотивов. На станке нарезаются в полуавтоматическом режиме 12-ти гранные слитки диаметром до 590мм, длиной до 2800мм, массой от 2,5 до 4 тонн. Резка ведется одновременно 16-ю резцами по 8 с каждой стороны. Резка слитка заканчивается при наличии шеек между заготовками диаметром 150 ± 5 мм (рисунок 1).

Цель исследования выявить основные причины низкой виброустойчивости, а также найти режимы, обеспечивающие безвибрационную обработку при максимальной производительности. Следующим этапом является полученных экспериментальных данных с расчетными значениями.

Методика исследования включает в себя оценку влияния на

виброустойчивость:

- шпиндельных узлов обеих бабок с опорами на двухрядных подшипниках с короткими цилиндрическими роликами, с коническими радиальноупорными подшипниками и гидростатическими подшипниками скольжения;
- радиальной жесткости шпиндельных узлов (в двух направлениях);
- нахождения границ безвибрационного резания варьированием скорости резания и подачи при заданной производительности;
- сравнение полученных экспериментальных данных (при испытании станков) с расчетными значениями, полученными аналитически.

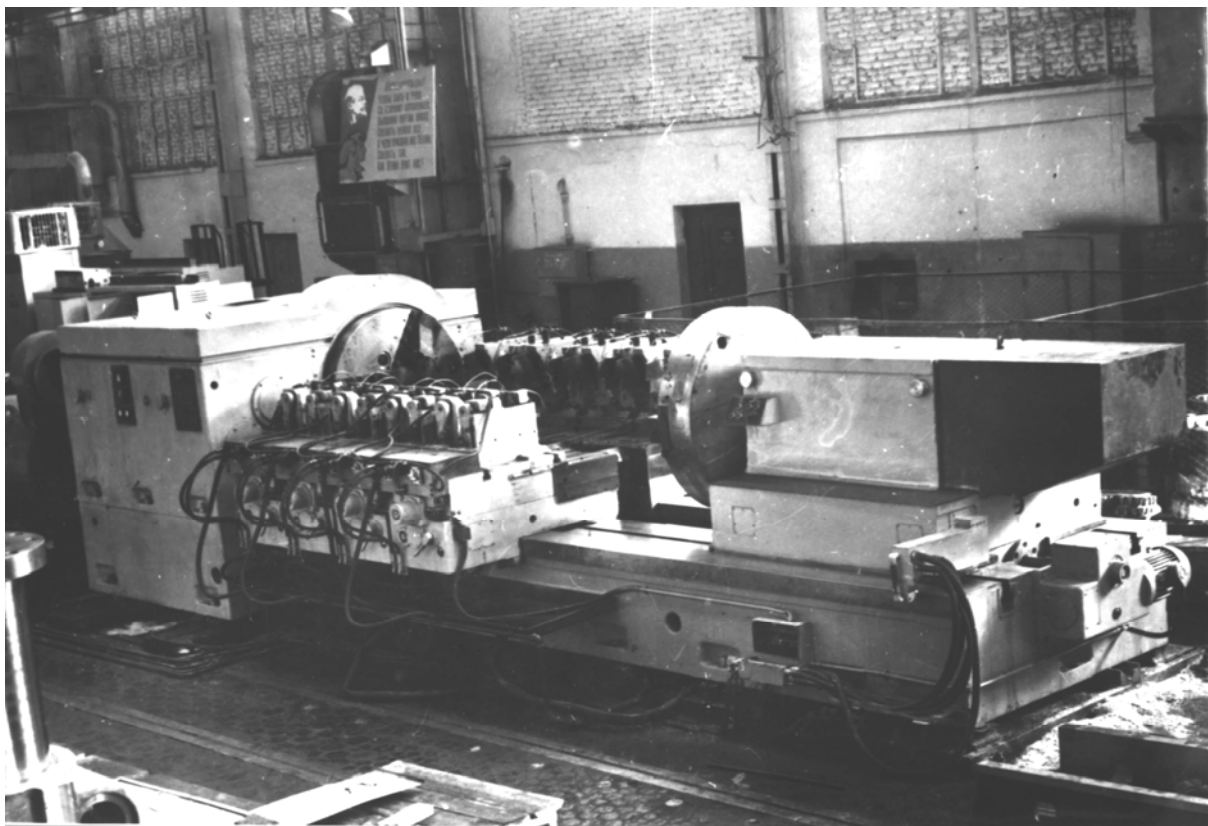


Рисунок 1 – Общий вид слиткорезного станка мод. 18A65

Исследования по определению частот и амплитуд колебаний элементов технологической системы проводились с помощью стандартной виброизмерительной аппаратуры. При этом определялись частоты колебаний элементов системы при вибрациях во время резания и сравнивались с собственными частотами этих элементов при импульсном возмущении системы при различных обрабатываемых диаметрах.

Результаты исследований при резании слитков различного диаметра приведены в таблице 1. На графике, представленном на рисунке

2, показано изменение частоты колебаний детали по мере уменьшения диаметра обработки. Как видно из графика с момента начала вибраций до конца разрезания слитка частота колебаний изменяется с $f = (44... 45)$ Гц до $f = (31... 32)$ Гц.

На рисунке 3а показаны виброграммы собственных колебаний системы «слиток – шпиндельная бабка» при цельном слитке, установленном в кулачках бабок. При этом собственная частота колебаний составляет $f = (45... 47)$ Гц, что согласуется с данными, представленными на рисунке 2.

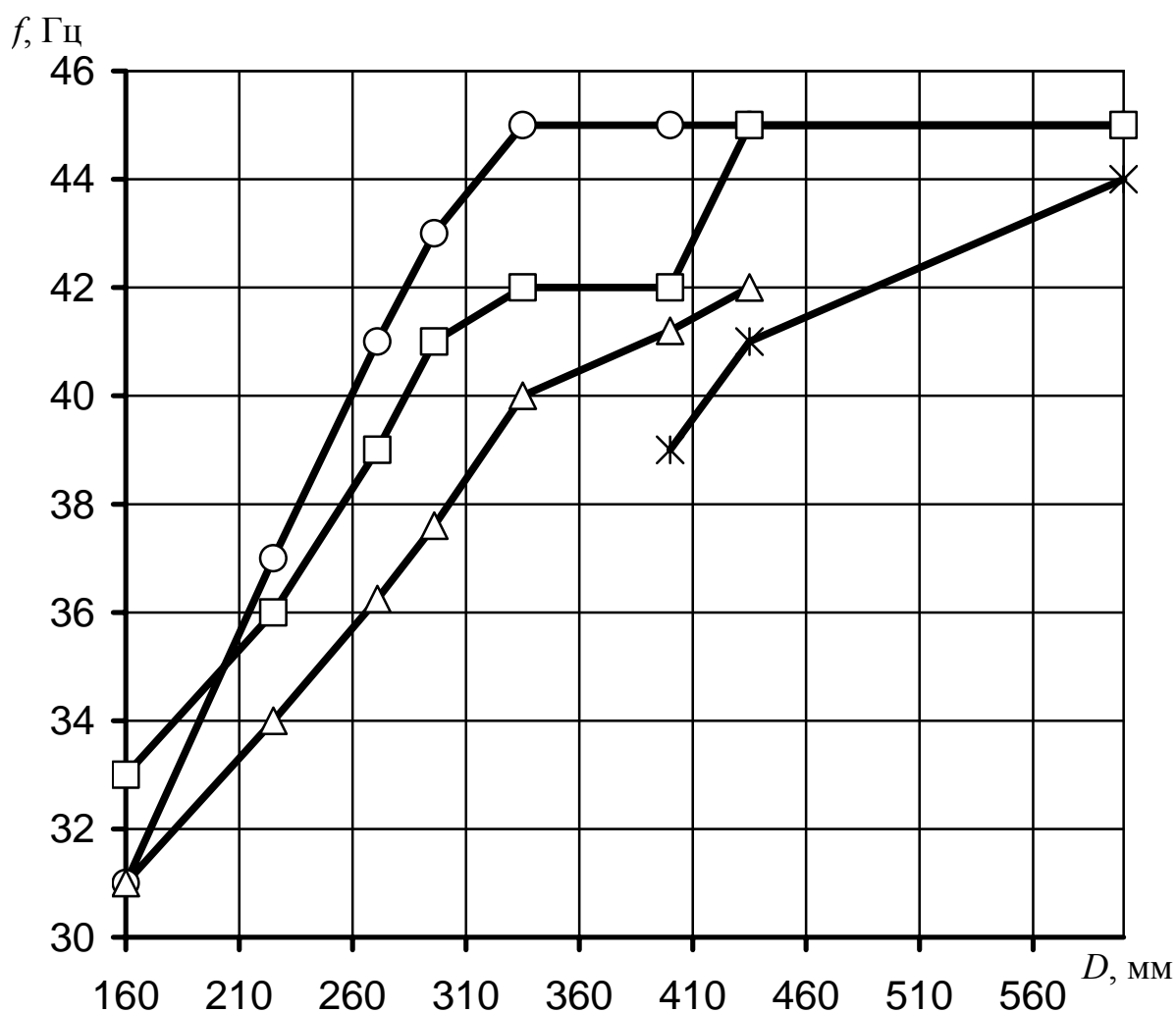


Рисунок 2 – Зависимость частоты колебаний при разрезании от диаметра обрабатываемой заготовки:

○ – $s=0,5$ мм/об; □ – $s=0,4$ мм/об; △ – $s=0,65$ мм/об; * – $s=0,9$ мм/об.

Таблица 1 – Результаты исследований при разрезании слитков различного диаметра

№	№ слитка	C, %	V, м/мин	«Ромашка»			Основное резание					Дорезание				Т _{машь} , мин	Прим.
				до Ø	S ₁ , мм/об	t, мм	S ₂ , мм/об	Ø вибр	S ₃ , мм/об	Ø вибр	t _{о.р.} , мм	c Ø, мм	S ₄ , мм/об	S ₅ , мм/об	T _д , мм		
1	5	0,71	10,2	480	0,6	11	0,9	250	–	160	24	–	–	–	–	35	V=12
2	39	0,59	10,2	480	0,8	9	1,1	320	0,7	280	11	280	0,35	–	13	33	
3	40	0,59	10,2	540	0,8	5	1,1	–	–	–	16	280	0,35	–	13	34	
4	41	0,67	10,2	520	0,8	6	1,1	290	–	–	14	290	0,35	–	14	34	
5	42	0,59	10,2	520	0,6	8	1,1	–	–	–	16	280	0,6	0,35	9	33	
6	43	0,60	11,1	520	0,6	7	1,1	280	–	–	16	280	0,6	0,35	9	32	
7	44	0,59	10,2	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	16	280	0,6	0,35	9	32	
8	47	0,60	10,2	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	16	280	0,6	0,35	11	34	
9	52	0,60	10,2	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	19	240	0,6	0,35	6	32	
10	54	0,56	10,2	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	19	240	0,6	0,35	6	32	
11	56	0,57	9,4	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	19	240	0,6	0,35	8	34	
12	63	0,58	11,0	520	0,8	6	1,0	–	0,8	–	17	240	0,6	0,35	7	30	
13	64	0,57	11,0	520	0,8	6	1,0	–	0,8	–	19	240	0,6	0,35	6	31	
14	66	0,58	10,5	520	0,8	7	1,0	–	0,8	–	20	240	0,6	0,35	6	33	

На рисунке 3б показаны частоты колебаний узлов станка при обработке в конце разрезания слитка. Частоты колебаний при этом снижаются до $f = (30 \dots 32)$ Гц.

Проведенные испытания выявили следующие закономерности:

- частота колебаний одинакова для вертикальной и горизонтальной плоскости и не зависит от величины возмущения – подачи;
- величина подачи оказывает влияние только на интенсивность колебаний;
- интенсивность колебаний в горизонтальной плоскости меньше чем в вертикальной.

Усредненные значения частот колебаний в зависимости от диаметра обработки представлены в таблице 2.

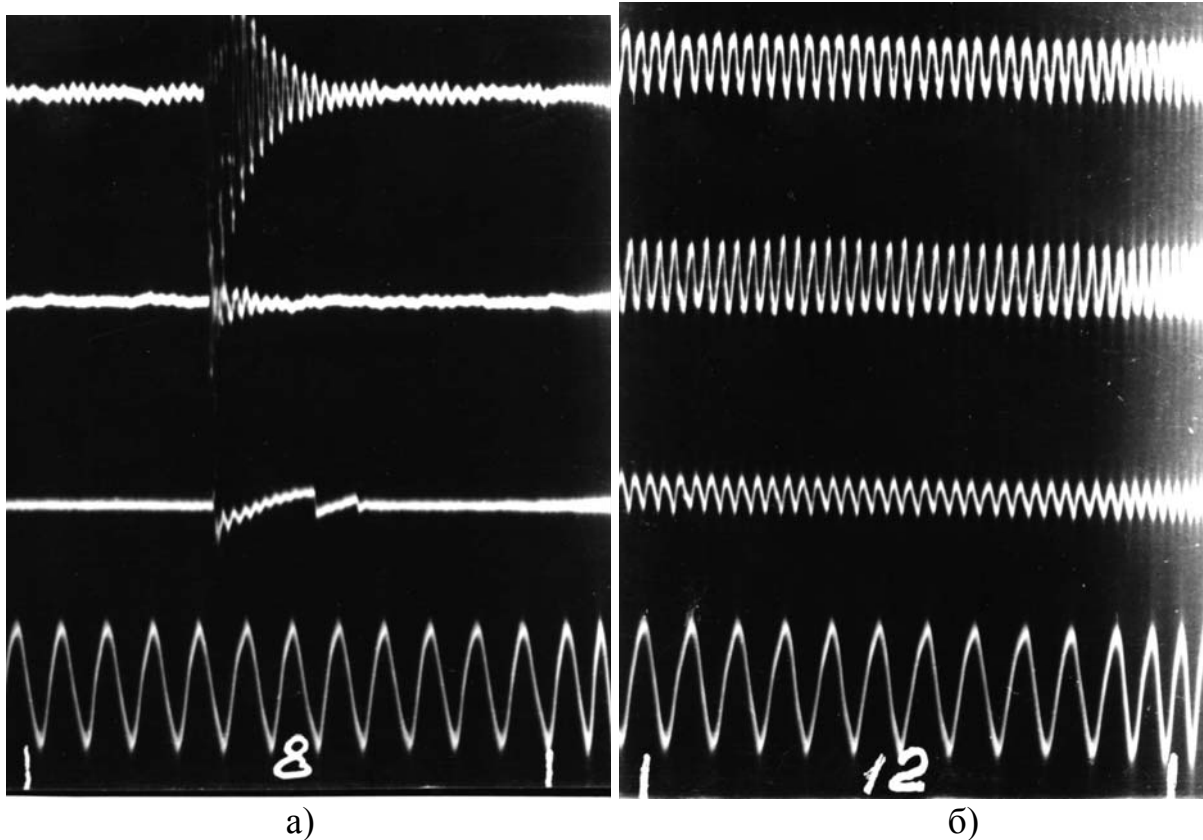


Рисунок 3 – Виброграммы: а) собственных колебаний слитка, передней бабки станка и задней бабки соответственно; б) колебания в вертикальной плоскости при резании $\varnothing 165\text{мм}$, $f = 47\text{Гц}$ слитка, передней бабки и задней бабки соответственно

Таблица 2 – Усредненные значения частот колебаний в зависимости от диаметра обработки

$D_{рез}, \text{мм}$	590	420	320	300	160
$f, \text{Гц}$	47	42	40	33	31

В процессе экспериментов по отработке режимов резания установлено, что прорезку «ромашки» можно вести при подаче инструмента $S = 0,8\text{мм/об}$ до диаметра 520мм. Выявлена закономерность появления вибраций на определенных диаметрах в зависимости от подачи, которая показана на рисунке 4. на приведенном графике обозначены * моменты начала вибраций при различных скоростях резания от 9 до 15м/мин.

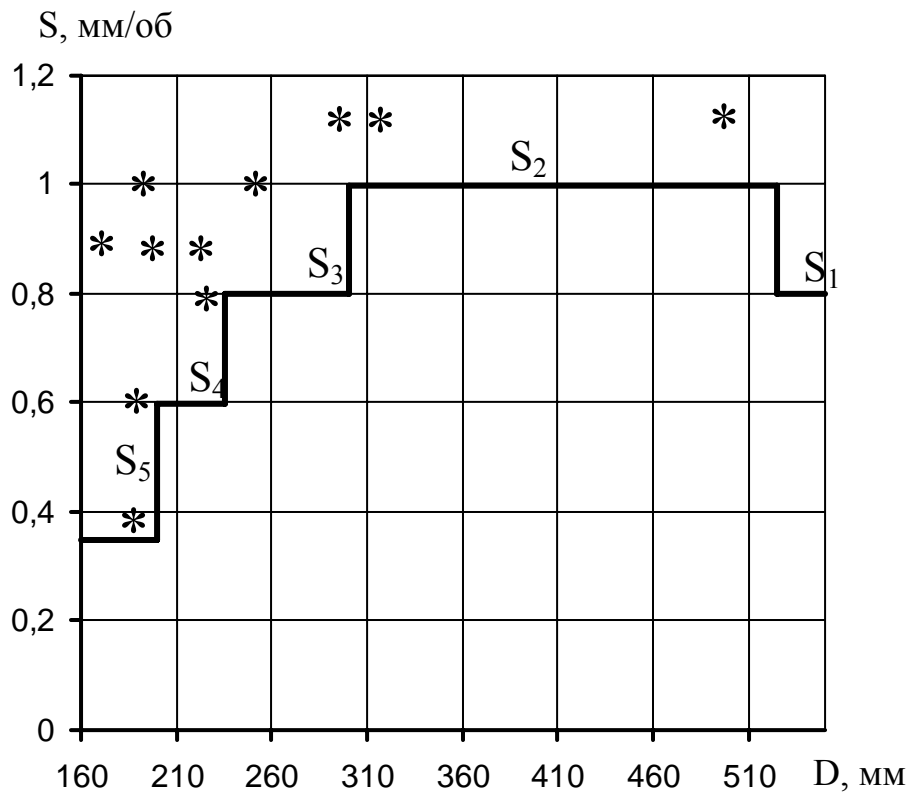


Рисунок 4 – Границы безвибрационных режимов резания в зависимости от подачи и обрабатываемых диаметров

Для моделирования крутильных колебаний детали, возникающих при обработке на слиткорезном станке, использовалась расчетная схема, представленная на рисунке 5.

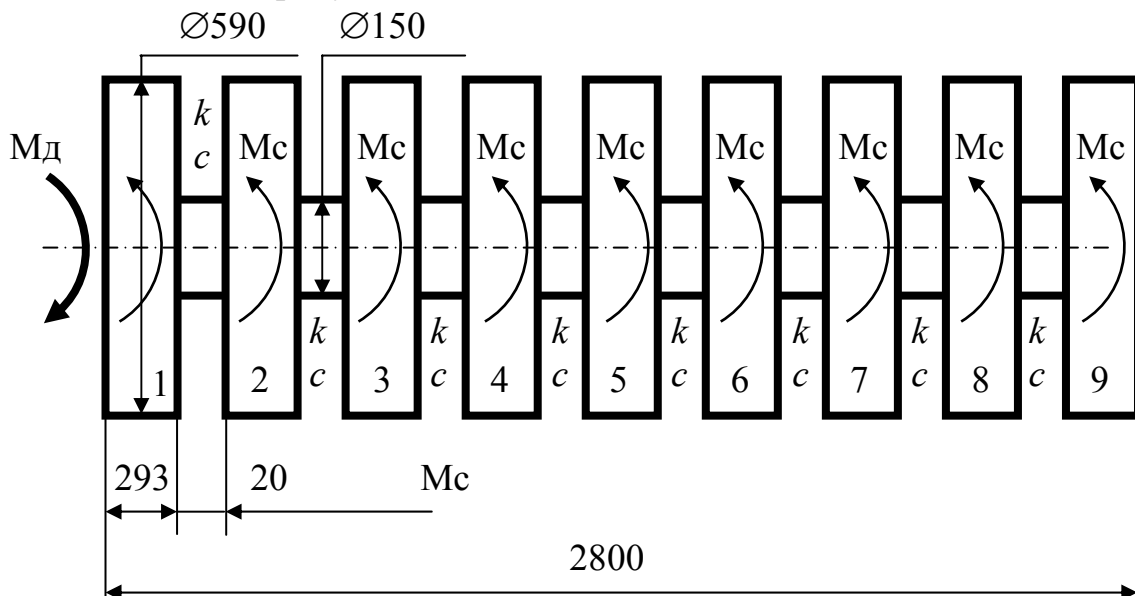


Рисунок 5 – Расчетная схема для моделирования крутильных колебаний детали применительно к слиткорезному станку модели 18A65

Обрабатываемая деталь, длиной $L = 2800$ мм, на станке одновременно разрезается при помощи восьми отрезных резцов на девять дисков диаметром $D = 590$ мм. Расстояние между дисками составляет $l = 20$ мм, что соответствует ширине прорезаемой канавки. Процесс отрезки выполняется до диаметра $d = 150$ мм, на следующем режиме резания: $t = 20$ мм, $s = 0,65$ мм/об.

Исходя из условий обработки детали, предлагаемая расчетная схема (рисунок 1) представляет собой 9 дисков диаметром 590мм, связанных между собой упругими стержнями диаметром 150мм и длиной 20мм с коэффициентами жесткости и демпфирования соответственно k и c . Числовые значения коэффициентов k и c можно определить по методике приведенной в [1]. Со стороны привода главного движения на рассматриваемую систему действует крутящий момент $M_\delta(t)$, которому противодействуют 9 крутящих моментов $M_c(t)$ со стороны процесса резания. Для дисков 1 и 9 значение крутящего момента $M_c(t)$ определяется как $M_c(t) = 0,5(P_z D/2)$, а для остальных дисков (2 – 8), $M_c(t) = P_z D/2$. Значение тангенциальной составляющей силы резания P_z при выбранном режиме составляет 23820Н [2].

Экспериментальные исследования динамических явлений при поперечном точении деталей подобного типоразмера с глубинами резания $t = (12 \dots 20)$ мм и подачами $s = (0,32 \dots 0,65)$ мм/об [3] показали, что при отрезке на данных режимах имеют место колебания инструмента, а, следовательно, и силы резания с частотами $f_H = (110 \dots 415)$ Гц и $f_\delta = (2500 \dots 4500)$ Гц. Таким образом, на основании экспериментальных данных [3] будем считать частоту изменения крутящих моментов соответствующую низкочастотным колебаниям инструмента и силы резания.

Для составления математической модели рассматриваемой системы воспользуемся уравнением Лагранжа 2-го рода [4].

Математическая модель примет вид системы из 9 дифференциальных уравнений (1) относительно углов поворотов дисков 1 – 9 от положения равновесия.

$$\begin{cases} J\ddot{\varphi}_1 + 2c\dot{\varphi}_1 + 2k\varphi_1 - c\dot{\varphi}_2 - k\varphi_2 = -0,5M_c(t) + M_\delta(t); \\ J\ddot{\varphi}_2 + 2c\dot{\varphi}_2 + 2k\varphi_2 - c(\dot{\varphi}_1 + \dot{\varphi}_3) - k(\varphi_1 + \varphi_3) = -M_c(t) + M_\delta(t); \\ \dots \\ J\ddot{\varphi}_i + 2c\dot{\varphi}_i + 2k\varphi_i - c(\dot{\varphi}_{i-1} + \dot{\varphi}_{i+1}) - k(\varphi_{i-1} + \varphi_{i+1}) = -M_c(t) + M_\delta(t); \\ \dots \\ J\ddot{\varphi}_9 + 2c\dot{\varphi}_9 + 2k\varphi_9 - c\dot{\varphi}_8 - k\varphi_8 = -0,5M_c(t) + M_\delta(t); \end{cases} \quad (1)$$

Для решения полученной системы дифференциальных уравнений разработана программа, реализованная в программной среде MathCAD.

Результаты моделирования крутильных колебаний детали представлены на рисунке 6. Анализ приведенных на рисунке амплитудно-частотных характеристик показывает, что при обработке детали с оговоренными выше условиями теоретическая частота крутильных колебаний детали (дисков 1–9) составляет $f_{mp} = 33$ Гц.

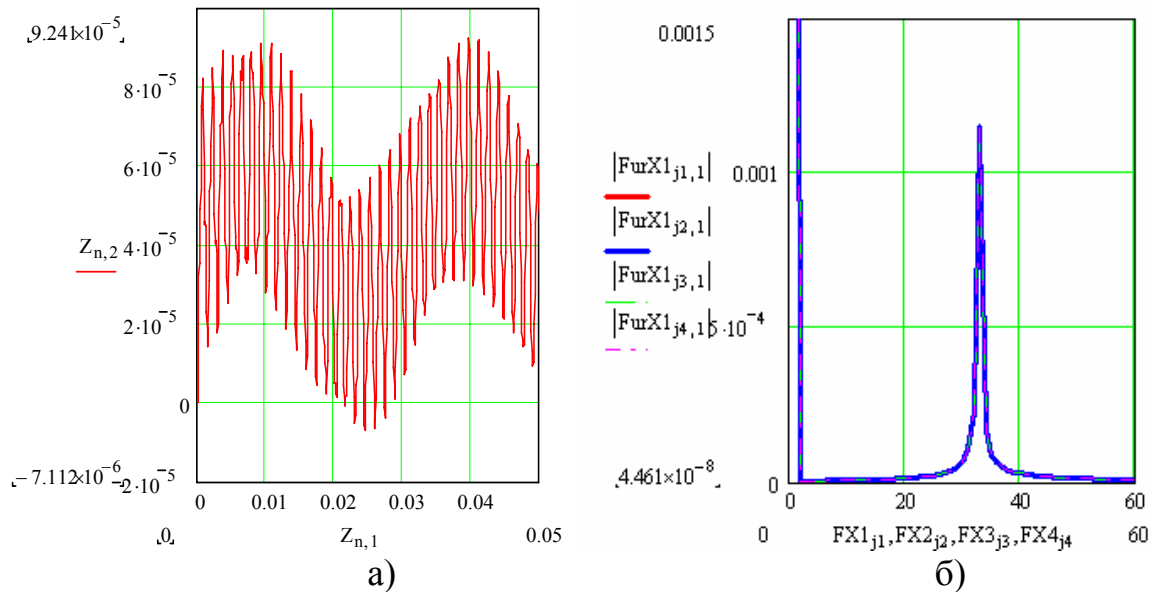


Рисунок 6 – Результаты моделирования колебаний: а) расчетная виброграмма крутильных колебаний детали; б) амплитудно - частотная характеристика колебаний детали

Моделирование колебаний детали при изменении диаметра d в диапазоне от 150 до 590мм позволило установить, что частота колебаний детали при этом увеличивается от 33 до 50 Гц (рисунок 7).

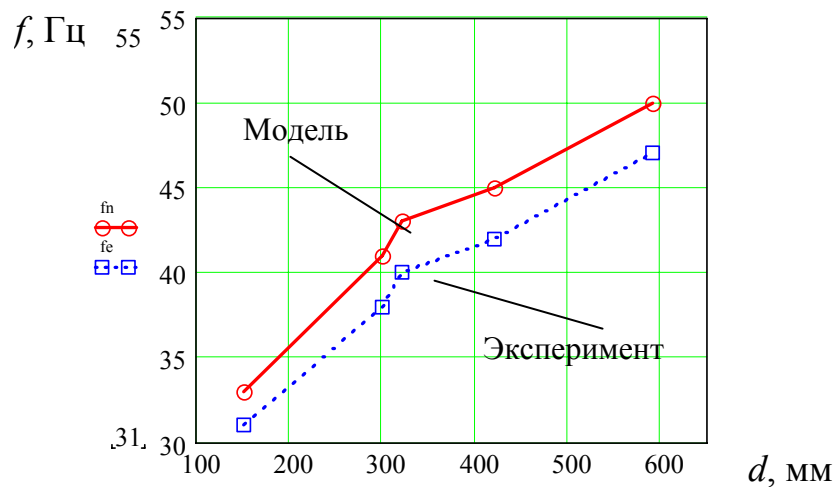


Рисунок 7 – Зависимость частоты колебаний детали от диаметра d .

Сравнение результатов, полученных при помощи модели (1) с экспериментальными данными показывает, что погрешность не превышает 6,45%.

Выводы

1 Частотный анализ виброграмм показал, что из двух факторов, изменяющихся в процессе разрезания слитка – угловая скорость цепи главного движения и жесткость разрезаемого слитка – последний оказывает доминирующее влияние на виброустойчивость технологической системы. По мере уменьшения диаметра обработки уменьшается частота колебаний, что соответствует уменьшению жесткости системы «шпиндельная бабка».

Так как при любом текущем значении обрабатываемого диаметра колебания возникают с частотой близкой к собственной частоте колебаний системы то, очевидно, что имеют место автоколебания.

2 В связи тем, что проведенные конструктивные изменения узлов станка оказалось малоэффективным, дальнейшими путями повышения виброустойчивости станков, а, следовательно, и производительности является введение в конструкцию передней бабки активных демпферов крутильных колебаний, использование шпиндельных опор с повышенным демпфированием (например, гидростатических) и реализация автоматического переключения подач по мере изменения обрабатываемых диаметров (см. рис. 5).

3 Приведенная расчетная схема и математическая модель согласуется с экспериментальными исследованиями при резании слитков и могут быть рекомендованы для проектирования и исследования станков, работающих при больших нагрузках на привод главного движения, которые вызывают крутильные колебания.

Литература

- 1 Кедров С.С. Колебания металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1978. – 199с.
- 2 Общемашиностроительные нормативы режимов резания. Токарные и карусельные работы (выбор инструмента, режимов резания, определение расхода инструмента). – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 75с.
- 3 Гузенко В.С., Миранцов С.Л. Экспериментальные исследования динамических характеристик отрезных резцов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, 2000. – Вип. 10. – С.65 – 73.
- 4 Левин А.И. Математическое моделирование в исследовании и проектировании станков. М.: машиностроение, 1978. – 184с.

УДК 621.919

Шейкин С.Е.

ИСМ НАН Украины, г. Киев, Украина

К РАСЧЕТУ КОНТАКТНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПО МИКРОТВЕРДОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ДЕФОРМИРУЮЩЕМ ПРОТЯГИВАНИИ

The method of calculation of contact pressures on distributing of microhardness in the plastic deformed superficial layer at the deforming broaching is offered. The estimation of the method's exactness is executed. The scope terms of application are certain.

Деформирующее протягивание – процесс обработки отверстий в деталях машин методом холодного ступенчатого пластического деформирования. Применением этого процесса достигается снижение трудоемкости обработки, повышение коэффициента использования металла, улучшение состояния поверхностного слоя. При этом наличие слоя деформационного упрочнения, формируемого в процессе обработки, повышает долговечность обработанных деталей.

Назначение технологических режимов операции деформирующего протягивания, как правило, производится с учетом результатов расчета инструмента на прочность и требований к состоянию поверхностного слоя. Одним из наиболее важных технологических параметров процесса деформирующего протягивания, который необходим для проведения указанных выше расчетов, является контактное давление. В [1] приведена методика определения среднего контактного давления, основанная на экспериментальном измерении осевой силы протягивания и протяженности контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой. Т. к. методика отличается достаточной точностью, с ее помощью получены основные зависимости среднего контактного давления от технологических режимов процесса деформирующего протягивания. Однако она не дает возможности получить картину распределения контактных давлений по длине контакта. Распределение напряжений в контактной зоне можно изучить на основании результатов исследования напряженно-деформированного состояния зоны пластической деформации, непосредственно прилегающей к контактной поверхности.

Исследование напряженно-деформированного состояния деталей с бесконечной толщиной стенки при деформирующем протягивании проводилось многими авторами [2-5]. Наиболее точно, на наш взгляд, данная задача решена методом делительных сеток и распределения микротвердости в [5]. При этом учитывалось, что распределение интенсивности касательных напряжений по глубине пластически

деформированного поверхностного слоя носит нелинейный характер и описывается полиномом третьей степени:

$$k = a(-y)^3 + b(-y)^2 + c(-y) + d . \quad (1)$$

Вследствие малости рабочих углов деформирующих элементов протяжек и применения высокоэффективных смазок, существенно снижающих трение на контактной поверхности, принята расчетная схема (рис. 1), соответствующая вдавливанию жесткого штампа в пластически неоднородное полупространство с известным распределением интенсивности напряжений по глубине (1) без учета трения. Как показало сравнение результатов расчета напряженного состояния, выполненного с помощью разработанной теоретической модели и с помощью точного, но сложного решения задачи [6], полученного численным методом, погрешность не превышает 6%, что приемлемо для инженерных расчетов. В результате получены выражения, позволяющие рассчитывать напряжения в различных областях поля линий скольжения. Для расчета контактных давлений в зоне взаимодействия инструмента с обрабатываемым изделием это выражение имеет вид:

$$\sigma_n = 2,33ax_k^3 + 3,07bx_k^2 + 4cx_k + 5,14d . \quad (2)$$

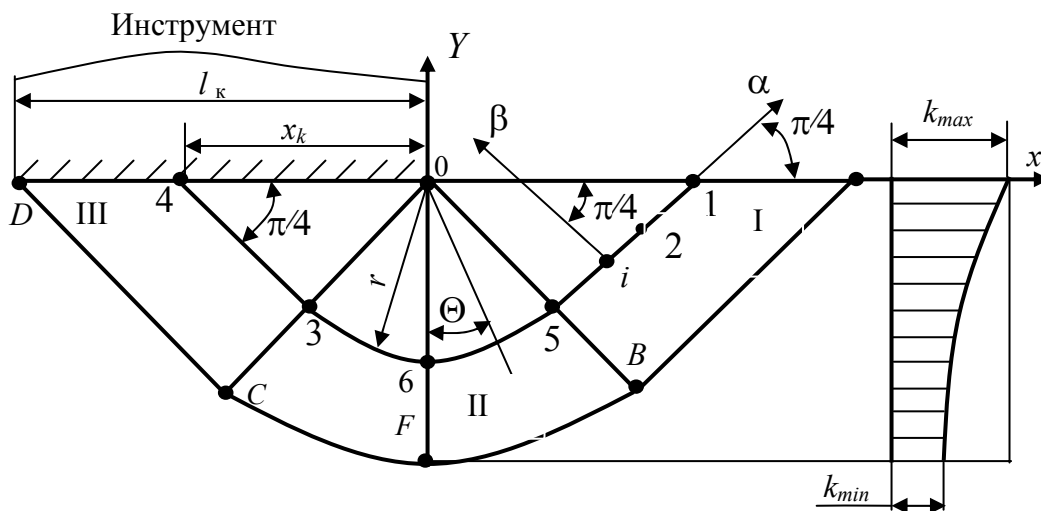


Рисунок 1 – Расчетная схема для исследования напряженного состояния в контактной зоне методом линий скольжения

Значение средних нормальных контактных давлений можно определить проинтегрировав выражение (2) по длине контакта и разделив на l_k :

$$q = \frac{\int_0^{l_k} \sigma_n dx}{l_k} = 0,5225al_k^3 + 1,02bl_k^2 + 2cl_k + 5,14d , \quad (3)$$

где, l_k – протяженность контакта инструмента с обрабатываемым изделием.

Сравним значения контактных давлений, полученные расчетом по микротвердости по зависимости (3) и значения, полученные расчетом на основании экспериментальных замеров осевой силы протягивания и протяженности контакта [1] при деформирующем протягивании деталей с бесконечной толщиной стенки с отверстием диаметром $d_0 = 35$ мм натягом $a = 0,1$ мм из стали 20 и армко-железа на третьем цикле деформирования. На рис. 2 приведены зависимости микротвердости от глубины слоя деформационного упрочнения после двух циклов деформирования, полученные экспериментально. Для расчета интенсивности напряжений используем зависимость, полученную А. М. Розенбергом и Л. А. Хворостухиным [7]: $\sigma_0 = 0,33HV$. Постоянную пластичности определяем по зависимости $k = \sigma_0 / \sqrt{3}$.

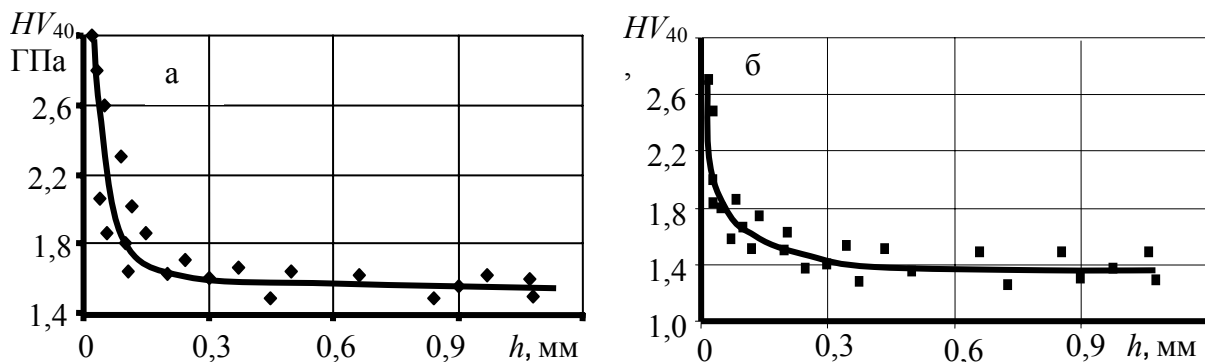


Рисунок 2 – Распределение микротвердости в поверхностном слое деталей с бесконечной толщиной стенки после двух циклов деформирующего протягивания: а - сталь 20; б - армко-железо

Распределение постоянной пластичности по глубине пластически деформированного поверхностного слоя приведено на рис. 3.

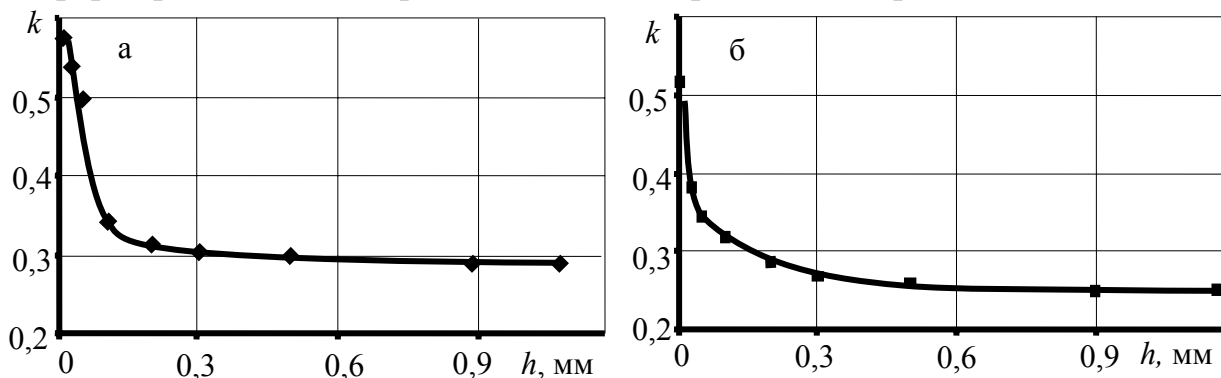


Рисунок 3 – Распределение постоянной пластичности в поверхностном слое деталей с бесконечной толщиной стенки после двух циклов деформирующего протягивания: а - сталь 20; б - армко-железо

Уравнение, описывающее изменение k при обработке детали из стали 20 имеет вид:

$$y = -163,5x^3 + 314,64x^2 - 177,09x + 57,$$

при обработке детали из армко-железа:

$$y = -41,535x^3 + 88,818x^2 - 60,329x + 38.$$

Используя выражение (2) можно рассчитать значения контактных давлений вдоль образующей поверхности контакта. На рис. 4 приведены эпюры контактных давлений, полученные расчетом.

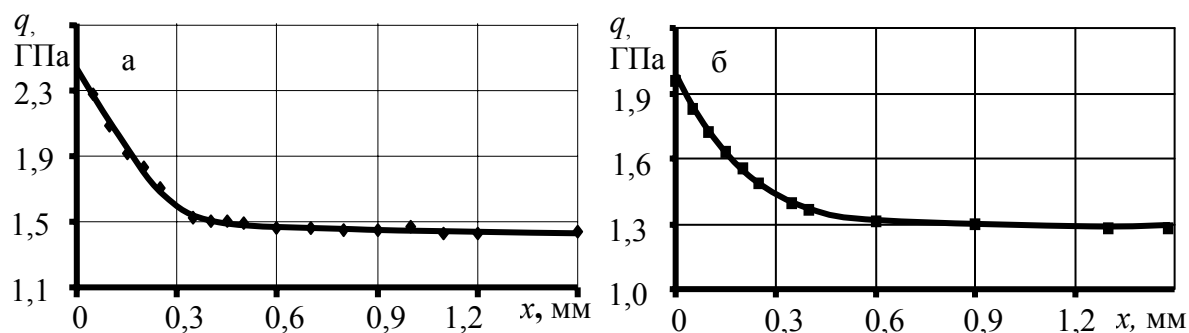


Рисунок 4 – Распределение контактных давлений по длине контакта:
а - сталь 20; б - армко-железо

Как видно из приведенных рисунков, характер полученных зависимостей одинаков. Контактные давления имеют максимальное значение в начале контакта. По мере удаления от точки начала контакта значение давлений уменьшается.

Значение средних контактных давлений рассчитывали по зависимости (3). С другой стороны средние контактные давления рассчитывали по методике [1] по зависимости:

$$q = \frac{Q \cos \eta}{\pi D_K l_K \sin(\alpha_{ин} + \eta)}, \quad (4)$$

где, Q и l_K – осевая сила протягивания и протяженность контакта инструмента с обрабатываемой деталью соответственно (определяются непосредственным измерением), $\alpha_{ин}$ – рабочий угол инструмента, η – угол трения ($\eta = \arctg f$), f – коэффициент трения по Кулону (определяется согласно рекомендациям [1]).

Результаты приведены в таблице 1. Как видно, значения контактных давлений, полученные расчетом по предложенным зависимостям и по методике [1], удовлетворительно соответствуют друг другу.

Таблица 1

Материал	Сталь 20	Армко-железо
$q_{расч.}$, ГПа	150	142
$q_{эсп.}$, ГПа	158	136

В [8] установлено, что зона локальной пластической деформации в виде наплыва впереди инструмента образуется также при деформирующем протягивании деталей с конечной толщиной стенки при контактных

давлениях меньше критических [1]. При изменении толщины стенки обрабатываемой детали форма поверхности наплыва, меняя свои размеры, сохраняет геометрическое подобие. Это свидетельствует о том, что расчетная схема, соответствующая давлению штампа на пластически неоднородное полупространство, примененная для определения напряжений в локальной пластической области при деформирующем протягивании деталей с бесконечной толщиной стенки (рис. 1), может быть применена также к случаям обработки деталей с конечной толщиной стенки. Последнее дает возможность применить положения, вскрытые в [5, 8], для определения контактных напряжений при обработке деталей с конечной толщиной стенки.

Однако при обработке деталей с конечной толщиной стенки для формообразования заготовок могут быть применены большие натяги, вследствие этого протяженность контакта может достигать значительной величины. Например, при обработке заготовки из трубы 83x5 с натягом 2 мм протяженность контакта составляет 6 мм. В этом случае зона локальной пластической деформации охватывать всю контактную зону не будет. Вследствие этого необходимо определить граничные условия применения разработанной модели.

При обработке деталей с конечной толщиной стенки, как показано в [9], начиная с некоторого натяга (a^*) точка начала контакта инструмента с заготовкой остается неизменной при увеличении натяга (a). При этом неизменной остается и форма зоны внеконтактной деформации перед инструментом. Данное исследование выполнено теоретически с помощью энергетической вариационной модели мощности пластических деформаций. Это означает, что если $a \rightarrow a^*$, то теоретически протяженность контакта стремится к нулю. Ясно, что это имеет свои физические ограничения и, прежде всего, в связи с тем, что уменьшение протяженности контакта приводит к увеличению контактных давлений. В этом случае в силу малости протяженности контакта значение контактных давлений соответствует задаче Прандля о давлении штампа на пластическое полупространство в условиях плоской деформации [4]. При этом под контактной поверхностью на всей ее длине возникает область локальной пластической деформации, описываемая указанной моделью. При натягах $a < a^*$ теоретически [9] протяженность контакта также стремится к нулю и имеет место описанное выше явление. При $a > a^*$ с ростом натяга a в контактной зоне кроме зоны локального пластического деформирования появляется и растет контактная зона, описываемая известной схемой контактного взаимодействия [1]. При этом возможно уменьшение и исчезновение области локальной пластической деформации.

На рис. 5 приведена схема взаимодействия инструмента с обрабатываемым изделием при деформирующем протягивании.

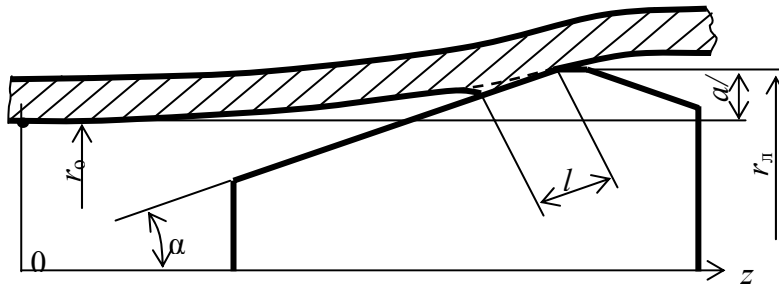


Рисунок 5 – Схема очага деформации при деформирующем протягивании

Натяг, определяющий граничные условия реализации указанной модели, можно рассчитать, используя выражение, описывающее форму образующей внутренней поверхности изделия на участке внеконтактной деформации перед инструментом [10]:

$$r_n = r_0 + \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{4 l_2} z^2 - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8 l_2^3} z^4 \quad (5)$$

где, r_n – текущее значение радиуса отверстия на участке изгиба стенок детали перед инструментом, l_2 – расстояние от начала внеконтактной деформации перед инструментом до начала контакта обрабатываемой детали с рабочей поверхностью инструмента, измеренное вдоль оси обрабатываемой детали ($l_2 = 0,611 t_0^{0,538} r_0^{0,462}$); r_0 – исходный радиус отверстия детали; z – текущая координата, совпадающая с осью обрабатываемой детали. Подставив в выражение (5) значение $z = l_2$ получим формулу для расчета a^*

$$a^* = 2(r_n - r_0) = r_n - r_0 + \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{4 l_2} z^2 - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8 l_2^3} z^4 - r_0 = \frac{5}{8} \operatorname{tg} \alpha l_2.$$

Величина a^* является технологическим ограничением. Когда $a \leq a^*$ область локальной пластической деформации гарантировано существует под всей контактной поверхностью и описывается моделью для заготовок с бесконечной толщиной стенки [8].

Рассмотрим третий цикл деформирующего протягивания деталей из стали 20 и армко-железа с отверстием диаметром $d_0 = 35$ мм со стенкой толщиной $t = 7$ мм натягом $a = 0,1$ мм. Для указанных технологических режимов $a^* = 0,4$, т.е. условие $a \leq a^*$ выполняется. В этом случае для расчета параметров деформационного упрочнения имеем право использовать расчетную модель, разработанную для деталей с бесконечной толщиной стенки.

На рис. 6, 7 приведены зависимости микротвердости и пластической постоянной соответственно от глубины поверхностного слоя для указанного случая обработки.

Уравнение, описывающее изменение k при обработке детали из стали 20 имеет вид:

$$y = -1485x^3 + 1032,8x^2 - 226,74x + 43,$$

при обработке детали из армко-железа:

$$y = -2069,4x^3 + 1499,3x^2 - 346,7x + 50.$$

На рис. 8 приведены эпюры контактных давлений, полученные расчетом.

Значения средних контактных давлений, рассчитанных по зависимостям (3) и (4) приведены в таблице 2. Видно, что значения контактных давлений, полученные расчетом по предложенным зависимостям и по методике [1] удовлетворительно соответствуют друг другу.

Таблица 2

Материал	Сталь 20	Армко-железо
$q_{\text{расч}}$, ГПа	149	131,3
$q_{\text{эксп}}$, ГПа	158	139,0

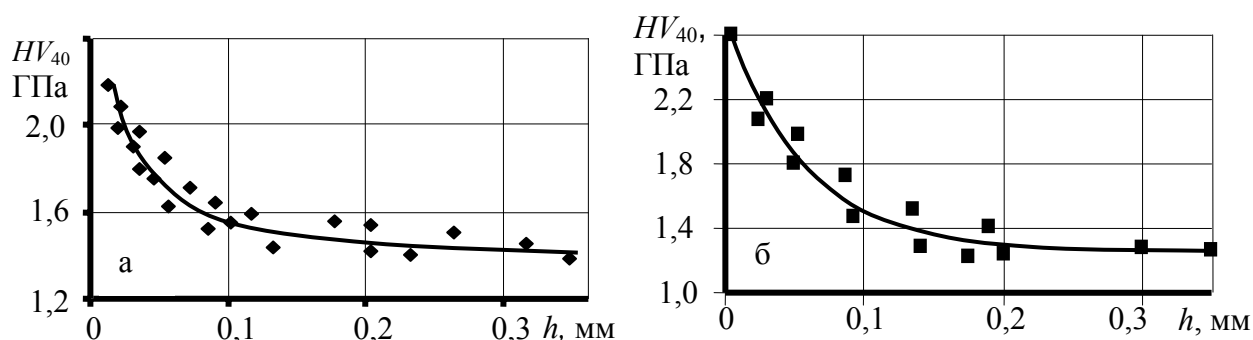


Рисунок 6 – Распределение микротвердости в поверхностном слое деталей с конечной толщиной стенки после двух циклов деформирующего протягивания:
а – сталь 20; б – армко-железо

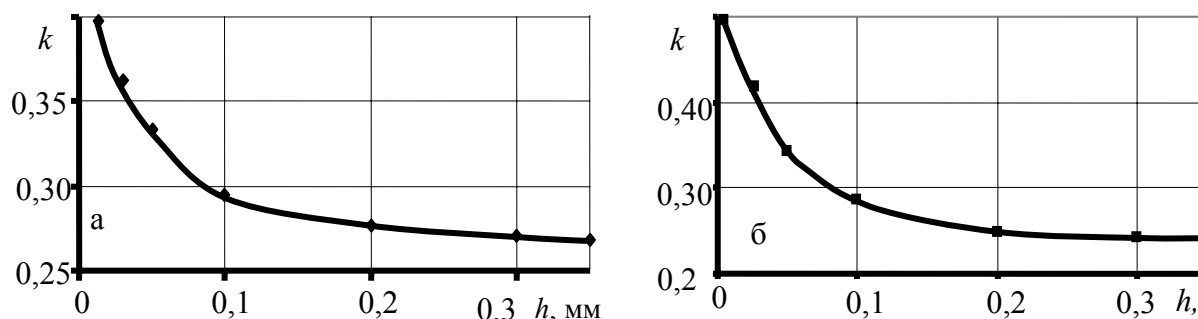


Рисунок 7 – Распределение пластической постоянной в поверхностном слое деталей с конечной толщиной стенки после двух циклов деформирующего протягивания:
а – сталь 20; б – армко-железо

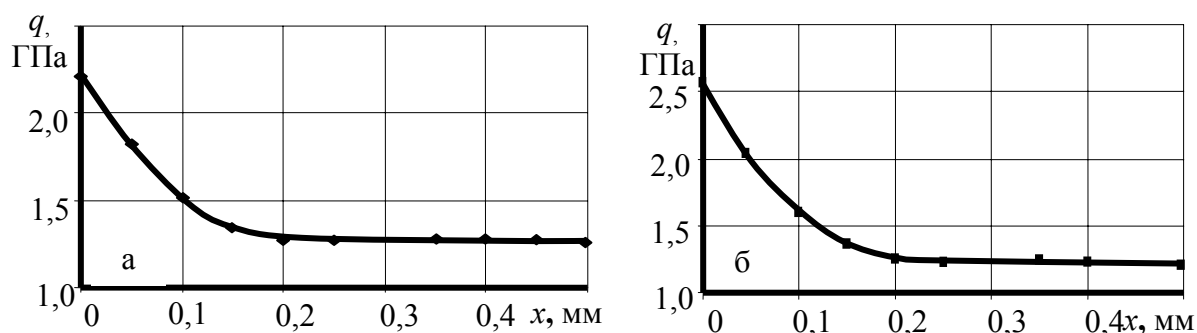


Рисунок 8 – Распределение контактных давлений по длине контакта при деформирующем протягивании деталей с конечной толщиной стенки: а – сталь 20; б – армко-железо

Выводы

1 Предложенный метод расчета контактных давлений по распределению микротвердости в поверхностном слое обеспечивает приемлемую для инженерных расчетов точность как в случае деформирующего протягивания деталей с конечной, так и бесконечной толщиной стенки.

2 Определены граничные условия применения разработанной расчетной модели для случаев деформирующего протягивания деталей с конечной толщиной стенки.

3 При условии реализации расчетной модели распределение контактных давлений в зоне взаимодействия инструмента с обрабатываемым изделием при деформирующем протягивании деталей с конечной и бесконечной толщиной стенки имеет идентичный характер.

Литература

- 1 Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании. – Киев: Наукова думка, 1981. - 288 с.
- 2 Проскуряков Ю. Г. Дорнование отверстий. – Москва-Свердловск: Машгиз, 1961.- 192 с.
- 3 Зайцев Д. Е., Дель Г. Д. напряженное состояние при дорновании.-Станки и инструмент, 1972,№1, С. 36-37.
- 4 Цеханов Ю. А. Напряженное состояние толстостенных труб при многоцикловом деформирующем протягивании / Проблемы прочности. – 1992г. -№6 – С. 26-33.
- 5 О. А. Розенберг, Ю. А. Цеханов, С. Е. Шейкин / Технологическая механика деформирующего протягивания. Воронеж. гос. технол. акад. - Воронеж, 2001. – 203 с.
- 6 Друянов Б. А. Вдавливание жесткого штампа в толстую неоднородную полосу // Изв. АН СССР. Сер. Механика и машиностроение. – 1959. – № 3. – С. 161–166.
- 7 Розенберг А. М., Хворостухин Л. А. Твердость и напряжения в пластически деформируемом теле // Журн. техн. физики. – 1955. – Т. 25, вып. 2. – с. 312–322.
- 8 Розенберг О. А., Цеханов Ю. А., Шейкин С. Е. О некоторых закономерностях упрочнения поверхностного слоя при деформирующем протягивании / Сверхтвердые материалы, 2005г., №4. С.56-68.
- 9 Немировский Я. Б., Цеханов Ю. А. Применение вариационных принципов для анализа энергетических и кинематических параметров процесса деформирующего протягивания // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. - №60. – С. 154-159.
- 10 К вопросу использования алмазов для изучения контактного взаимодействия инструмента с деталью при деформирующем протягивании / А. М. Розенберг, О. А. Розенберг, Ю. А. Цеханов и др. // Сверхтвердые материалы. – 1984. – № 3. – С. 39–43.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Хоменко А.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ИНСТРУМЕНТА НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ

The system which provides stability of process of exploitation of instrument on heavy machine-tools is developed. The factors of stability are investigational and the indexes of stability of elements of the technological system are certain.

Процесс обработки деталей на тяжелых станках характеризуется большим рассеиванием всех параметров технологической системы, что затрудняет прогнозирование выходных параметров, автоматизировать процесс обработки деталей, разработку управляющих программ для станков с ЧПУ. На процесс эксплуатации инструментов действуют входные параметры процесса в виде условий обработки (определяющие параметры), управляемые и возмущающие параметры [1].

Случайную природу выходных параметров процесса эксплуатации инструмента обеспечивает, прежде всего, возмущающие параметры, а также рассеивание определяющих и управляемых параметров.

Целью настоящей работы является определение структуры системы, обеспечивающей стабильность эксплуатации инструмента на тяжелых станках.

Факторы стабильности связаны с возмущающими параметрами технологической системой. Показателями стабильности служат количественные характеристики технологической системы, характеризующие степень рассеивания факторов. Наиболее информативным статистическим показателем стабильности может служить коэффициент вариации параметра.

На рис. 1 представлена структура системы, обеспечивающей стабильность процесса эксплуатации инструмента на тяжелых станках.

Рассмотрим элементы технологической системы и их влияние на стабильность процесса обработки деталей на тяжелых станках.

При обработке деталей элементы технологической системы подвергаются деформациям, которые искажают исходные размеры настройки станка. Жесткость технологической системы как способность сопротивлению упругим отжатию является суммарной характеристикой жесткости станка, обрабатываемой детали, режущего инструмента, приспособления а также схемы крепления детали, состояния контактируемых поверхностей и др. В производственных условиях на одной и той же модели станка используемые оснастка и инструмент и обрабатываемые детали отличаются типом, конфигурацией, размером и,

как следствие, различной жесткостью. Изменение жесткости технологической системы в широком диапазоне приводит к вариации режимов резания с уменьшением производительности и надежности обработки. Косвенным показателем жесткости и виброустойчивости тяжелых станков принято значение D_c – размерного параметра тяжелого станка (максимального диаметра детали, установленной над станиной) [2].

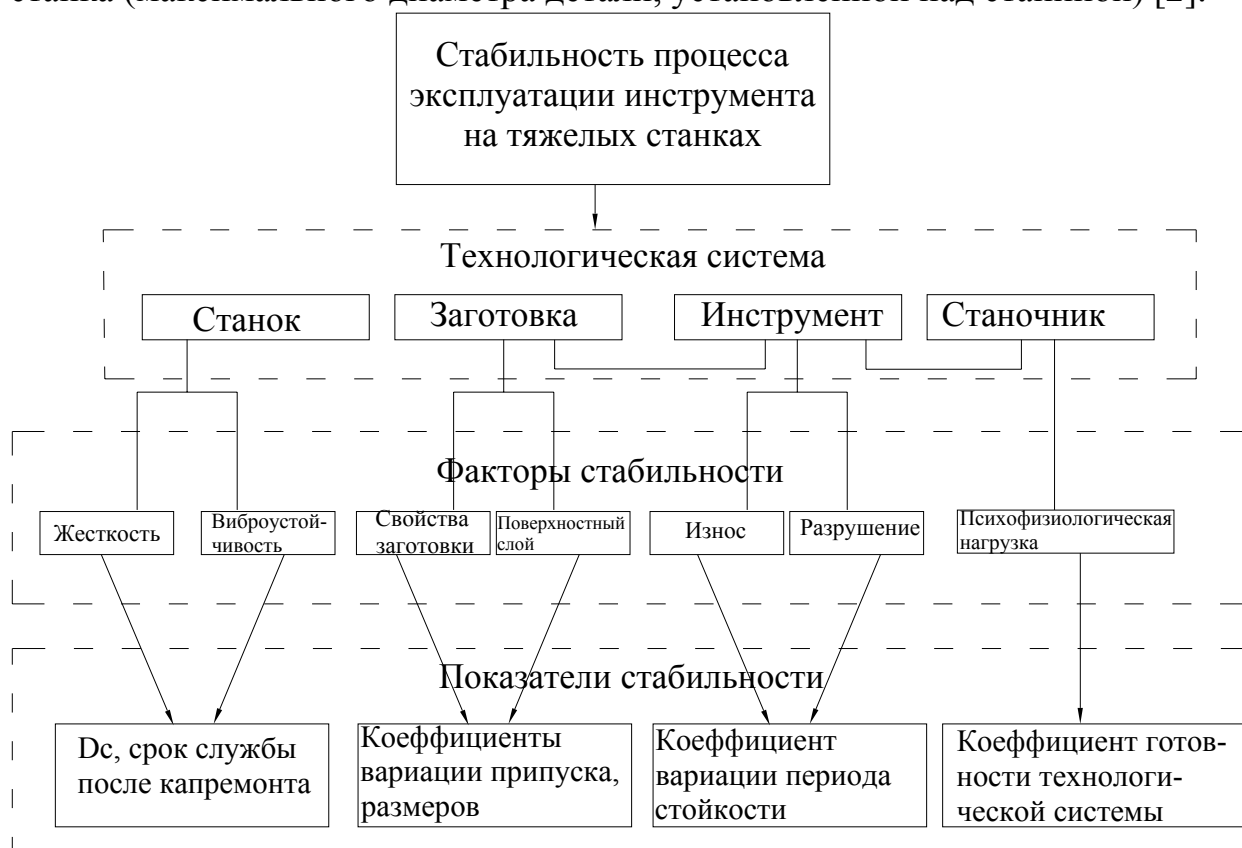


Рисунок 1 – Система, обеспечивающая стабильность эксплуатации инструмента

В работе [3] приведены гистограммы изменения упругих отжатий у токарных станков по результатам измерений в соответствии с ГОСТ 18097-72 с постоянной статистической нагрузкой в 5,6 кН. Полученные данные измерений жесткости станков с хорошим приближением аппроксимируются логарифмически-нормальным законом распределения, с несколько худшим приближением – нормальным распределением. Статистическая жесткость станков является случайной величиной, распределение которой подчиняется вероятностным законом. Причиной случайного рассеивания жесткости является многообразие подвижных и неподвижных стыков станка, отличающихся характером и свойствами контактируемых поверхностей, рассеивания сил резания.

Случайный характер изменения статистической и динамической жесткости станка служит одной из основных причин возникновения

вибраций в технологической системе, непредвиденного изменения стойкости инструмента, как правило, в сторону уменьшения, и увеличению вероятности его поломки.

Показателем стабильности, зависящим от состояния станка, можно принять срок эксплуатации станка после капитального ремонта, влияющим на рассеивание периода стойкости инструмента и на качество его эксплуатации.

Свойства поверхностного слоя детали формируются при резании под действием сложного и взаимосвязанного комплекса факторов, среди которых значительное место занимают пластическая деформация и упрочнение, а также сопутствующий им нагрев обрабатываемого материала. Стабильность свойств поверхностного слоя зависит от выбора метода и пара метров обработки. Большое значение в формировании стабильного по своим свойствам поверхностного слоя имеет структурная и химическая однородность обрабатываемого материала. Наблюдаемые на практике колебания свойств заготовок, нестабильность припуска на обработку и другие случайные факторы усугубляют дестабилизацию характеристик физикомеханического состояния поверхностного слоя детали. Нестабильность удаляемого припуска является одним из основных факторов дестабилизации свойств поверхностного слоя.

Статистические исследования характеристик деталей (рис. 2-4), обрабатываемых на тяжелых станках, показывают, что в пределах станков одного D_c рассеивание размеров и массы деталей достаточно велико (коэффициент вариации достигает 0,9). Силы резания (рис. 5) также имеют значительное рассеивание, что приводит к нестабильности условий работы инструмента.

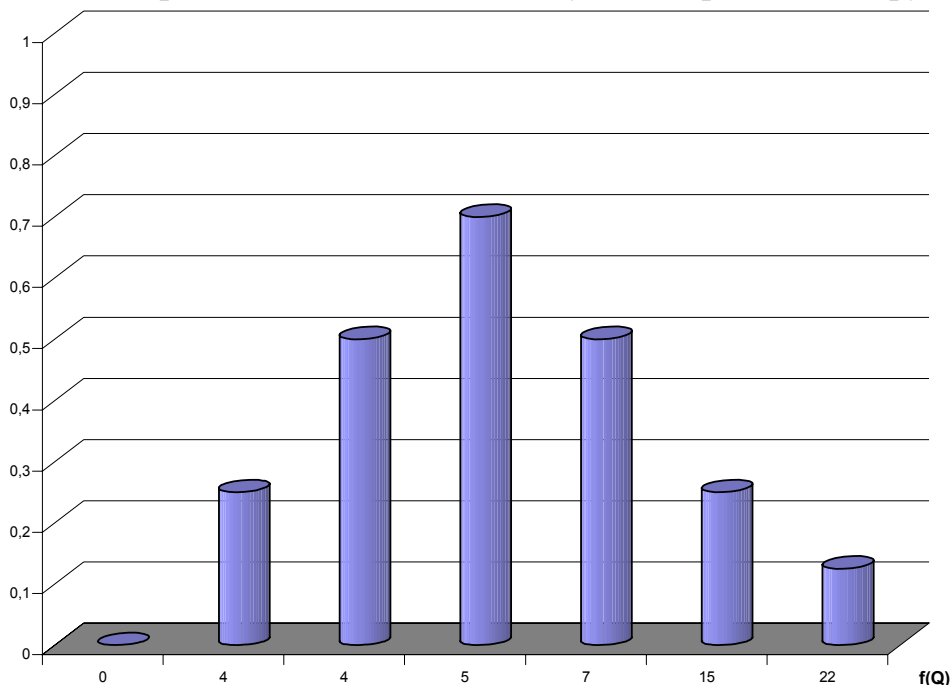


Рисунок 2 – Распределение массы заготовок ($D_c = 1250$ мм)

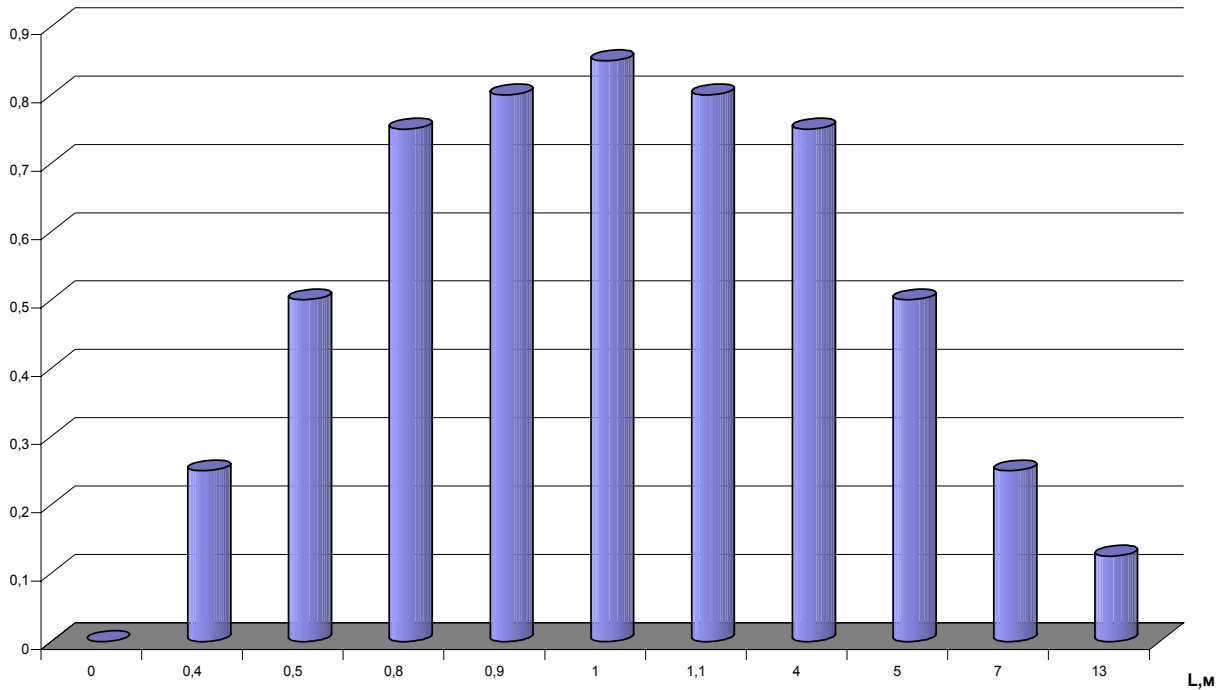


Рисунок 3 – Распределение длин заготовок ($D_c = 1250$ мм)



Рисунок 4 – Распределение диаметров заготовок ($D_c = 1250$ мм)

На работоспособность режущего инструмента оказывают влияние переменные нагрузки, качество его изготовления, рассеяние физико-механических свойств и др. В конечном итоге совокупное воздействие многих случайных факторов может привести к непредвиденному выходу инструмента из строя в результате катастрофического изнашивания или случайной поломки.

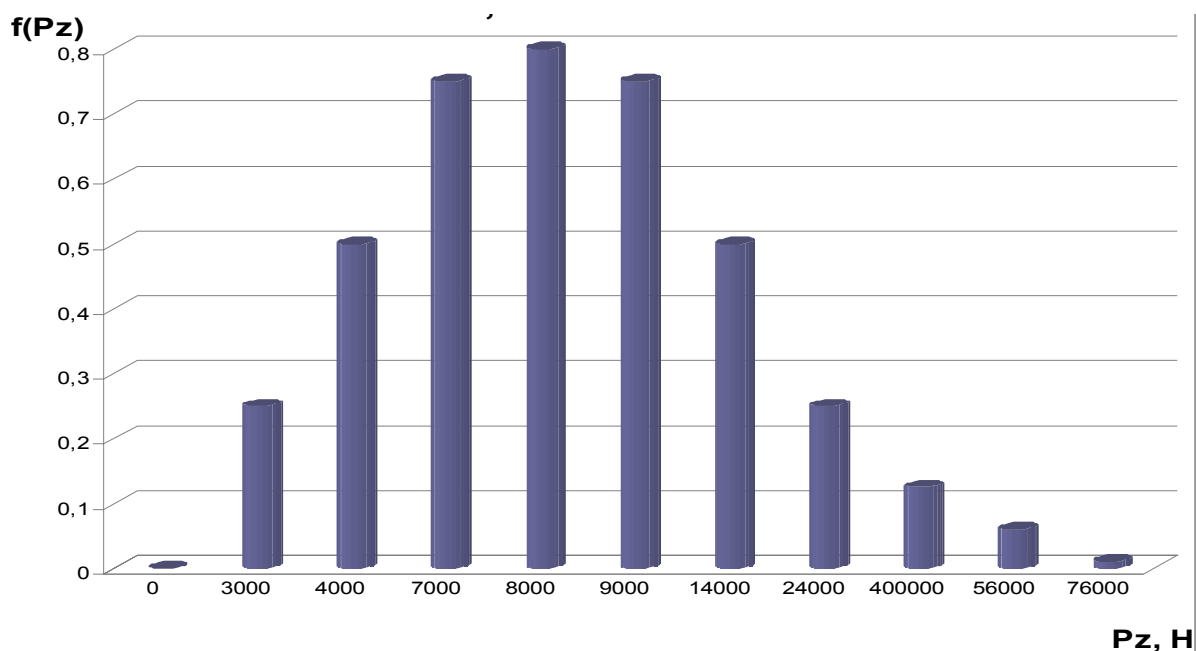


Рисунок 5 – Распределение составляющей силы резания P_z ($D_c = 1250$ мм)

Наибольшее влияние на рассеяние стойкости инструмента оказывают случайные колебания физико-механических свойств обрабатываемого материала.

С увеличением нагрузки на инструмент увеличивается коэффициент вариации стойкости, что приводит к расширению диапазона его рассеяния. Наряду со средней стойкостью инструмента одним из важнейших показателей надежности является стойкость с заданной вероятностью $T(P)$ или гамма-процентная стойкость, которая определяется в зависимости от характера распределения стойкости [4].

При статистических исследованиях стойкости инструмента было установлено, что при ручном управлении тяжелыми станками рабочий часто корректирует период стойкости инструмента (режимы резания) с учетом эргономических факторов, связанных с нагрузкой на рабочего. Наиболее наглядно это может быть показано через изменение стойкости инструмента.

С увеличением размеров станка экономическая стойкость падает, так как уменьшается отношение затрат на инструмент к затратам на станок и его эксплуатацию. Вместе с тем фактическая стойкость (по данным 1400 операций) растет, что обусловлено двумя обстоятельствами. Во-первых, рабочему, обслуживающему станок, приходится на большой высоте в неудобных условиях заменять резец массой 10-25 кг или элемент сборного резца. Во-вторых, повышение режимов резания увеличивает нагрузку на нервную систему рабочего.

При исследовании периода стойкости режущего инструмента тяжелых токарных станков был отмечен рост фактической стойкости режущего

інструмента при переході от станков с $Dc = 1600$ мм к более крупным станкам, т.к. замена инструмента производится с суппортной площадки, а не с пола; увеличивается размер резца и его масса; растут габариты деталей и ухудшается наблюдаемость зоны резания; растет масса деталей, их стоимость.

Величина коэффициента готовности технологической системы косвенно свидетельствует об уровне психофизиологической напряженности станочника. Предположим, что условия нагружения технической части системы остаются постоянными, т.е. картина отказов неизменна ($\lambda = \text{const}$), а интенсивность восстановления увеличивается. Это значит, что повысилась интенсивность физической работы станочника: быстрее производится замена резца, переключение рукояток и т.п. Предложено степень влияния психофизической нагрузки на рабочего оценивать с помощью коэффициента готовности технологической системы, рассматривая ее надежность.

Установлено [5], что коэффициент готовности определяется по формуле $K_r = \mu^2 / (\lambda + \mu)^2$ и на станках с $Dc > 1600$ мм и колеблется от 0,8 до 0,86.

Рассеивание значений коэффициента готовности технологической системы свидетельствует о нестабильности процесса обслуживания системы, которая влияет на рассеивание периода стойкости инструмента.

Выводы

Таким образом, установлена структура системы, обеспечивающей стабильность процесса эксплуатации инструмента на тяжелых станках, исследованы факторы стабильности и определены показатели стабильности элементов технологической системы.

Литература

- 1 Старков В.К. Технологические методы повышения надежности и обработки на станках с ЧПУ. – М.:Машиностроение, 1984. – 120 с.
- 2 Клименко Г.П. Исследование условий обработки деталей тяжелого машиностроения / Надійність інструменту та оптимізація техно-логічних систем. – Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 13, 2003. – С.24-30.
- 3 Старков В.К. Дислокационное представление о резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 160 с.
- 4 Клименко Г.П. Обеспечение оптимального уровня надежности твердосплавных резцов для тяжелых станков// Высокие технологии в машиностроении.– Харьков: ХГПУ, 1999.– С.48-49.
- 5 Клименко Г.П., Васильченко Я.В. Определение надежности обслуживания режущего инструмента. – Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць.– Харьков: ХГПУ, 2000.– С.134-137.

УДК 621.91.1

Мироненко Е.В., Колесник В.Ф., Носков В.В.
ДГМА, ЗАТ «НКМЗ», Краматорск, Украина

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МНОГОГРАННЫХ ПЛАСТИН С ПОКРЫТИЯМИ ПРИ СНЯТИИ БОЛЬШИХ СЕЧЕНИЙ СРЕЗА

In work results of researches of characteristics of wear resistance of plates with multilayered coverings are resulted at draft tool on heavy that machine tools. Recommendations at the choice of optimum modes of cutting with use of special many-sided plates with deterioration coverings are developed

Введение

При черновой обработке на тяжелых токарных станках режущая часть инструмента подвергается сложным воздействиям механических и тепловых нагрузок. С точки зрения физики процесса резания имеют место различные виды отказов: абразивно-механический, адгезионный, диффузионный, контактное разрушение и пластическое деформирование режущей кромки.

Основная часть

Как показали проведенные исследования температурные колебания, вызванные прерывистым характером резания, приводят к возникновению микротрещин, перпендикулярных режущей кромке. Эти трещины приводят к выкрашиванию мелких частиц из режущей кромки, что влечет за собой ухудшение качества обрабатываемой поверхности и к увеличению износа по задней поверхности. Выкрашивание также может быть связано с наростообразованием.

Очень высокая температура в зоне резания в сочетании с контактными нагрузками приводит к опусканию режущей кромки в области вершины резца или деформации со стороны задней поверхности. Это ухудшает дробление стружки, качество обработанной поверхности, а дальнейший рост износа по задней поверхности может привести к поломке пластины.

При увеличении подачи и скорости резания, в результате высокой температуры на передней поверхности режущей пластины более интенсивно нарастает глубина лунки износа, что приводит к потере прочности режущей кромки.

В диапазоне температур от 1100 до 1300°C в зоне резания на главной задней поверхности режущего лезвия и частично на вспомогательной образуется оксидная пленка, что увеличивает интенсивность износа и приводит к ухудшению качества обработанной поверхности. А наличие

борозд на главной, иногда и вспомогательной, задней поверхности может привести к поломке режущего лезвия пластины.

Наблюдения за эксплуатацией твердосплавных резцов на тяжелых токарных станках показали, что наряду с износом значительное место занимает разрушение режущей части в виде выкрашиваний и поломок. Наличие неустраняемых отказов резцов (поломок) оказывает большое влияние на эффективность обработки крупных деталей.

Особенности развития машиностроения в последние годы изменили характер производства в тяжелом машиностроении в связи с освоением новой гаммы тяжелых токарных станков с ЧПУ. Это повлияло на условия эксплуатации инструмента на этих станках, а разработка и применение высокопроизводительного модульного инструмента с механическим креплением специальных многогранных пластин с многослойными износостойкими покрытиями легло в основу рационального использования этого оборудования.



Рисунок 1 – Специальные многогранные пластины для черновой и получистовой обработки

При снятии больших сечений среза традиционно считалось, что необходимо повышать подачу при одновременной уменьшении скорости резания. Так при обработке прокатных валков при глубине резания до 40мм и подачей (1,2...1,6)мм/об рекомендовалось применять скорость резания $V = (40... 60)$ м/мин для твердых сплавов без износостойких покрытий [1]. Проведенные ранее исследования [2] показали, что нанесение износостойких покрытий на твердосплавные пластины из сплава Т5К10 или Т15К6 при черновой и получистовой обработке не дали положительного эффекта. Фирмой «Sandvik Coromant» с ЗАО «НКМЗ» были разработаны специальные многогранные пластины для черновой и получистовой обработки с длиной режущей кромки $l = 50$ мм прямоугольной формы (S-LINUX-501435025) и длиной режущей кромки $l = 38$ мм квадратной формы (S-SCMT-380932R14025).

На твердосплавные пластины нанесено износостойкое покрытие GC 4025, состоящее из слоя Al_2O_3 , $Ti(CN)$, и износостойкого слоя TiN . Общая толщина покрытия составляет 12 мкм. Основа сплава имеет высокую твердость с повышенным содержанием кобальта, что увеличивает нагрузочную прочность режущей кромки.

Покрытия имеют низкую дефектность и повышенную прочность, обусловленную резким снижением количества дефектов в супертонких слоях покрытий, более благоприятных соотношений таких характеристик, как твердость и пластичность, повышенную сопротивляемость микро и макроразрушению в условиях адгезионно – усталостных процессов и термопластического нагружения.

Изменение структуры и свойств покрытий $TiN - Al_2O_3 - Ti(CN)$ оказывает положительное влияние на изменение эксплуатационных характеристик сплава GC 4025 при черновой и получистовой обработке валковых сталей.

Комбинация толстого износостойкого покрытия и твердого основания делает сплав наиболее приспособленным к черновой обработке при снятии больших сечений среза.

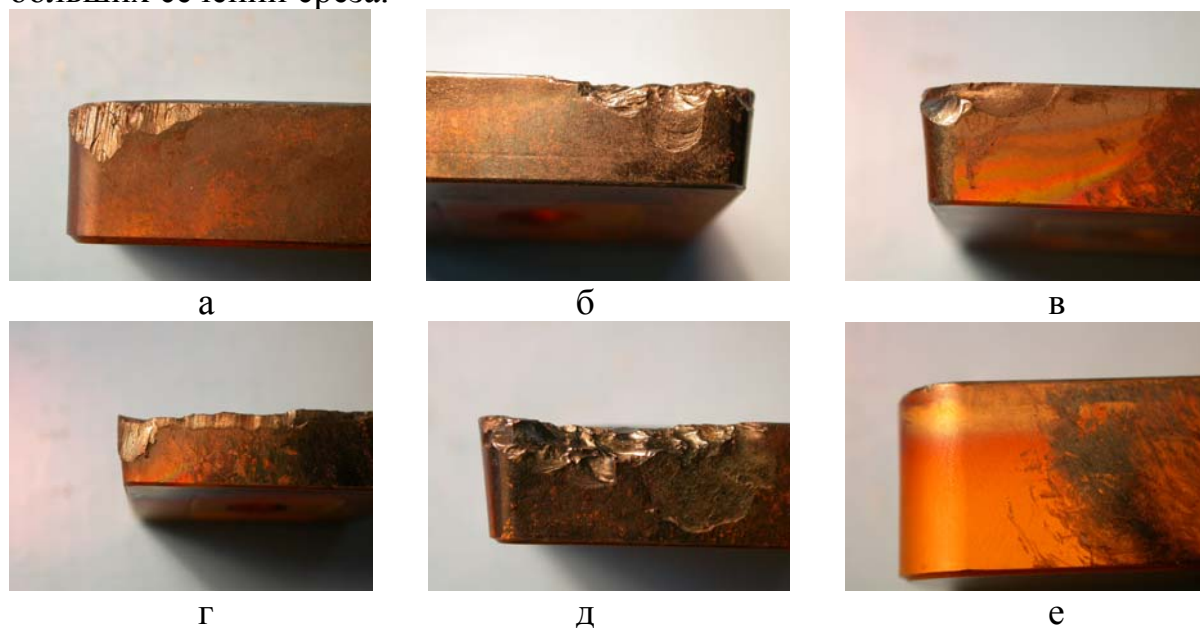


Рисунок 2 – Виды отказов твердосплавных пластин с покрытиями при черновой обработке

Изучение состояния пластин после отказа показало, что они изношены по главной задней, переходной (у вершины) и по передней поверхностям (рис. 2а, 2г). При подаче более 1,6 мм/об имела место незначительная пластическая деформация вершины (рис. 2е). Примерно 20 % всех работавших пластин имели контактные разрушения – выкрашивания режущей кромки и передней поверхности (рис. 2б, 2в).

С ростом подачи число различных разрушений, включая выкрашивание, возросло до 15% (рис. 2д). Это дает основание считать, что стойкость отражает не только износостойкость, но и в определённой мере прочность инструмента.

Анализировались также статистические данные наблюдений за процессом обработки при черновом точении конструкционных сталей типа 40Х, 40ХН, 60ХГС (НВ 210-240). При обработке конструкционных сталей глубина резания составляла $t=20-30$ мм, а подача $S=1,2-1,6$ мм/об. Зависимости $T-V$, полученные при производственных испытаниях, приведены соответственно на рис. 3.

В определенной области подач и скоростей резания (для конструкционных сталей $V=40 - 90$ м/мин) зависимости $T-V$ в двойной логарифмической сетке почти прямолинейны, но показатель m_v существенно больше, чем при эксперименте, и достигает значений $m_v=0,5-0,6$. Кроме того, указанные зависимости изгибаются в области практически применяемых скоростей резания и значений периода стойкости (при $T=60-120$ мин). Поэтому пользоваться общепринятыми формулами, тем более при $m_v=0,25$ не допустимо.

Чтобы выяснить причины изгиба зависимостей, совокупности твердосплавных пластин были разделены на группы отказа из-за износа (T_u), и из-за, отказа из-за выкрашивания и разрушения (T_r) (см. рис. 3). Приведенные данные показывают, что изгиб кривых связан главным образом с разрушением пластин, так как с одной стороны при малых скоростях резания растет число разрушений, при которых стойкость ниже, а с другой - увеличивается разница в стойкости резцов первой и второй группы.

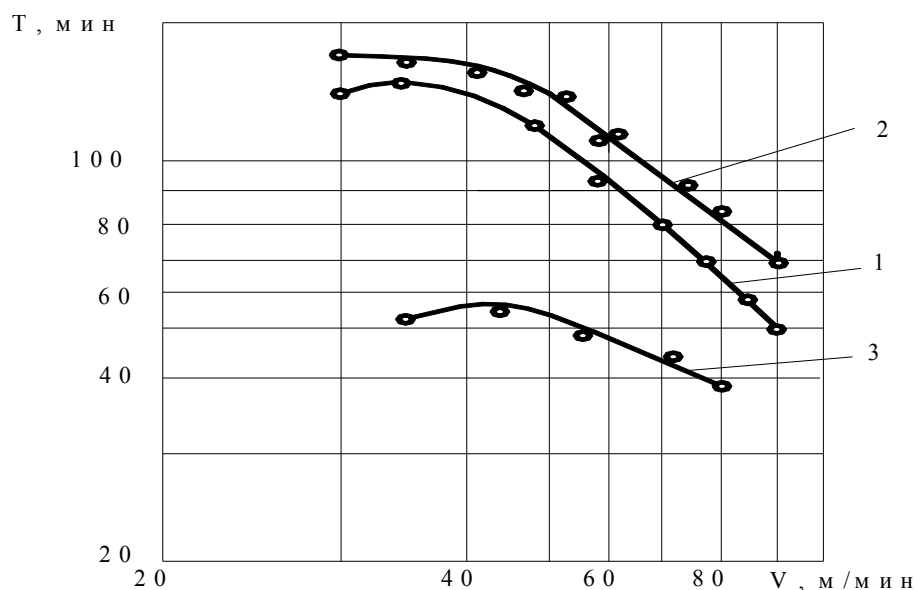


Рисунок 3 – Зависимости $T-V$ при точении конструкционных сталей (НВ 220-240), $S=1.2-1.6$ мм/об. 1 - зависимость $T(V)$ 2 – $T_u(V)$ 3 - $T_r(V)$

Причину выпуклого характера и наличия максимума в зависимостях $T - V$ тяжелых токарных станках можно объяснить процессом разрушения пластин, зависящим от доли чисто случайных разрушений, так как последние не зависят от нагрузки, а определяются только временем работы. Аналогично влияют чисто случайные факторы на зависимость $T - V$. При увеличении времени работы и количества чисто случайных отказов в зоне малых скоростей график зависимости $T - V$ наклоняется к оси абсцисс.

Отметим, что в зоне малых скоростей не только увеличивается доля разрушенных пластин, но и растет коэффициент вариации периода стойкости (рис. 4). Таким образом установлено, что при снятии больших сечений среза на тяжелых токарных станках резание с относительно малыми скоростями не только не даёт преимуществ в увеличении периода стойкости, но и вызывает значительные потери на производстве из-за разрушений инструмента и снижения стабильности работы.

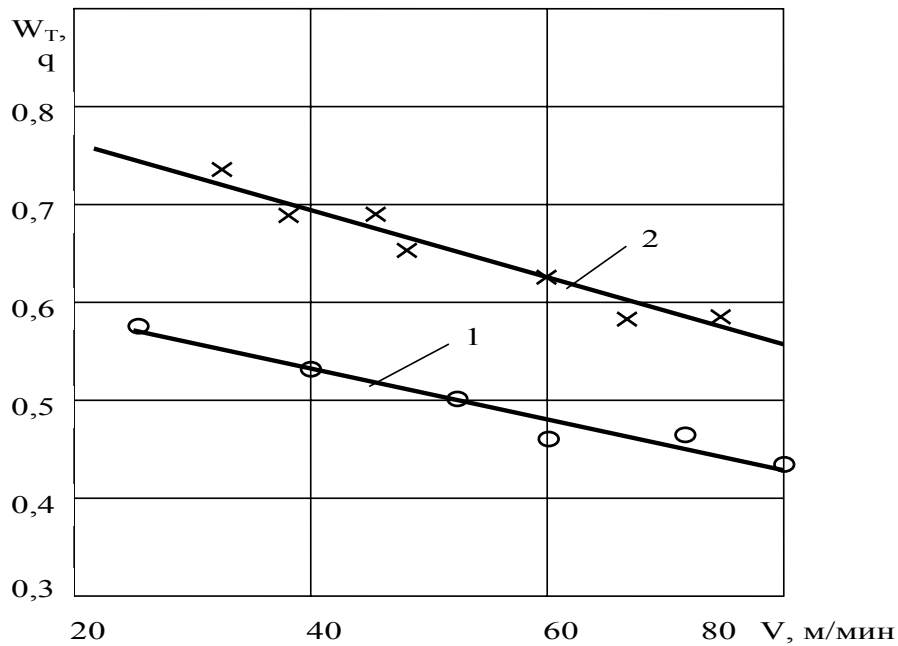


Рисунок 4 – Влияние скорости резания на величину процента поломок и выкрашиваний (1), величину коэффициента вариации периода стойкости (2)
 $S=1.6$ мм/об

Применение специальных твердосплавных пластин из сплава GC 4025 позволило увеличить скорость резания в 1,5 раза при стойкости (60...120)мин. С учетом проведенных исследований разработаны рекомендации по выбору скорости резания с учетом затрачиваемой мощности на тяжелых токарных станках с использованием многогранных пластин из сплава GC 4025 для обработки углеродистых и легированных сталей, приведенные в таблице.

Таблица 1 – Выбор скорости и мощности резания для чернового точения на тяжелых токарных станках

Скорость резания, м/мин

		Подача, мм/об											
		0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8
Глубина, мм	15	127	119	111	104	98	94	89	86	82	79	75	71
	20	119	111	104	98	94	89	86	82	79	75	71	
	25	111	104	98	94	89	86	82	79	75	71		
	30	104	98	94	89	86	82	79	75	71			
	35	98	94	89	86	82	79	75	71				

Мощность резания, кВт

		Подача, мм/об											
		0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8
Глубина, мм	15	41,7	42,6	43,6	43,7	44,1	45,0	45,5	46,0	46,3	46,2	46,0	45,4
	20	52,2	53,0	54,5	54,9	56,5	56,8	58,6	58,5	59,5	58,5	58,0	
	25	60,8	62,1	64,2	65,9	66,8	68,6	69,8	70,5	70,6	69,3		
	30	68,4	70,2	73,9	74,8	77,5	78,4	80,8	80,3	80,3			
	35	75,2	78,6	81,6	84,4	86,2	88,2	89,4	88,6				

Выводы

Проведенные исследования показали эффективность применения специальных многогранных пластин с многослойными покрытиями при черновой обработке с большими сечениями среза за счет увеличения скорости резания при незначительной уменьшении подачи.

Литература

- 1 Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1975.-168с.
- 2 Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. Учебн. Пос. - М.: МГТУ им. Баумана, 2001. - 448с.
- 3 Мироненко Е.В. Модели формирования стружкозавивающих канавок при снятии больших сечений среза // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. Научн-техн. сборник.-Харьков: НТУ ХПИ.-2002.-Вып. 61.-с. 141-146
- 4 Мироненко Е.В., Колесник В.Ф., Марчук Е.В. Повышение эффективности эксплуатации сборных резцов на тяжелых станках // Вестник Харьковского политехнического университета. Сборник трудов. № 110. - Харьков. - 2000. - С. 128-133.
- 5 Мироненко Е.В. Выбор оптимальных типов конструкций и форм передней поверхности сборных резцов // Высокие технологии в машиностроении. Сборник научных трудов: ХГПУ. - Харьков, 1997. - С. 193 - 194.

УДК 621.9

Васильченко Я.В., Ковалев В.Д.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОМ УПРАВЛЕНИИ ТЯЖЕЛЫМИ СТАНКАМИ

The questions of adjusting of process of tooling are considered. The adaptive process control system of the heavy cutting is developed. The system includes a heavy machine-tool, cutting an instrument, adaptation, technological environment and cutting process.

Введение

Предприятия тяжелого машиностроения имеют свои особенности технологического цикла, которые обусловлены уникальностью оборудования и технологических процессов обработки на тяжелых станках. При обработке больших деталей часто нужны особые технические решения, не присущие другим областям машиностроения. Дорогостоящее оборудование приносит экономический эффект только в случае гарантии его максимального использования. Увеличение степени автоматизации оборудования, особенно благодаря числовому программному управлению, привело к сильному сокращению вспомогательного, подготовительного и заключительного времен. Сопоставление основных времен обработки на обычном тяжелом токарном станке и станке с ЧПУ выявило, что основное время в процентном соотношении от общих затрат времени приблизительно вдвое больше, чем для станка с ручным управлением (рис. 1). Из этого следует, что требуется квалифицированное определение наилучших значений технологических параметров обработки. Технологические параметры способа обработки определяются заданной технологической задачей и выбранными технологическими средствами. Часть параметров станка, зажимных средств и инструмента заданы конструктивно (первичные параметры), а часть параметров в ограниченной области могут быть выбраны свободно (параметры регулирования). Технологические режимы (скорость резания, подача и глубина резания) позволяют адаптировать способ обработки к технологической задаче. Оптимизация процесса обработки заключается в том, чтобы, исходя из наличия первичных параметров, характеризующих выбранный тип заготовки (материал, размер, припуск и т.д.) и принятого метода обработки (станок, приспособление, схема резания, технологическая среда), изменяя управляемые параметры (режимы резания, вариант и геометрические параметры инструмента, параметры и структура несущей системы станка), воздействовать на параметры

регулирования (механика процесса резания, наростообразование, стружкодробление, тепловые явления, сила и мощность резания, вибрации) и добиться получения необходимых технологических параметров (точность, качество поверхности, стойкость инструмента, прочность инструмента, производительность, экономичность, форма стружки) [1]. Выбор оптимальных режимов резания осуществлялся преимущественно с помощью специальных табличных или опытных данных различной степени достоверности. При этом возникали различные технологические решения, которые в значительной степени имели субъективный характер. Действительная оптимизация технологических параметров по технико-экономическим критериям возможна лишь с применением метода исследования операции, электронной обработки данных и средств регулирования.

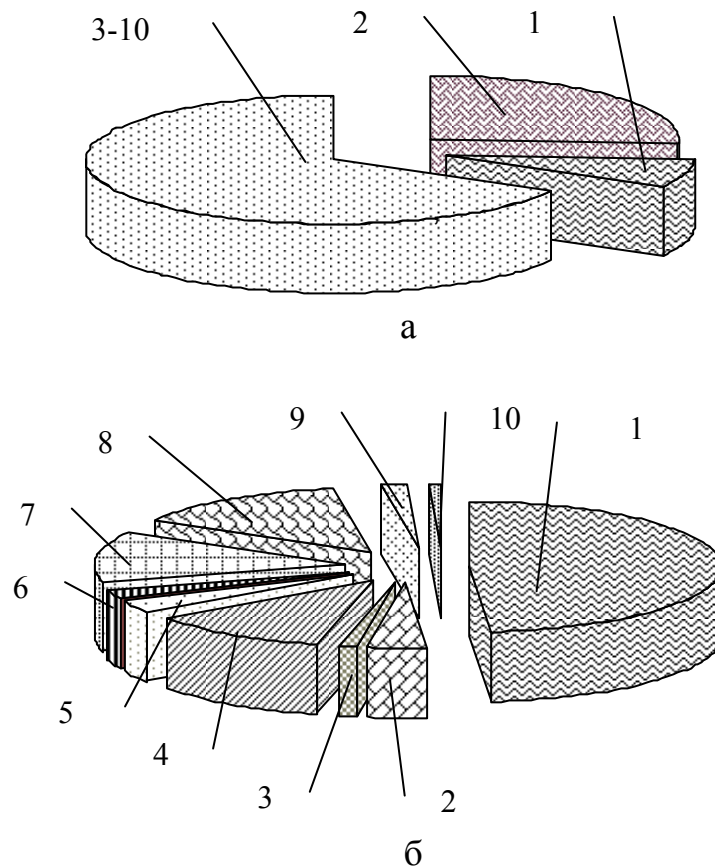


Рисунок 1 – Время работы тяжелого токарного станка:

а) обычный станок; б) станок с ЧПУ

- 1 - основное время; 2 - время вспомогательных ходов; 3 - простои из-за системы управления; 4 - простои из-за станка; 5 - время ожидания; 6 - обслуживание и уход;
- 7 - простои между операциями; 8 - подготовительно-заключительное время;
- 9 - пробные обработки; 10 - демонстрации

Для плоской и пространственной модели оптимизации при оптимизации с жестко заданными значениями структура целевой функции и состав ограничений были однозначно зафиксированы и оставались постоянными [2]. Стремления к оптимальному ведению процессов резания с помощью станков с адаптивным управлением и с использованием ЭВМ до недавнего времени характеризовалось определенными ограничениями. С одной стороны, еще не создано точной аналитической модели для заблаговременного определения характера изменения износа и силы при резании, обоснованных физическим процессом, а с другой стороны, имелись объективные ограничения для регулирования процесса способом идентификации параметров. Высокая динамичность процесса резания и низкое быстродействие вычислительных устройств приводили к тому, что коррекция величин регулируемых параметров происходила поздно, поскольку, любое возмущающее воздействие, прежде чем его действие было устранено регулирующим устройством, уже вело к отклонению регулирующей величины. Современные ЭВМ значительно повысили быстродействие вычислений. Однако, задача нахождения компромисса между оптимизацией процесса резания по статистической модели и внутренней непрерывной оптимизацией в результате регулирования процесса резания остается актуальной.

На станках с адаптивным управлением необходимо использование вариантной во времени модели [3]. Вследствие вариантности во времени параметры представляются определенными областями рассеяния (рис.2).

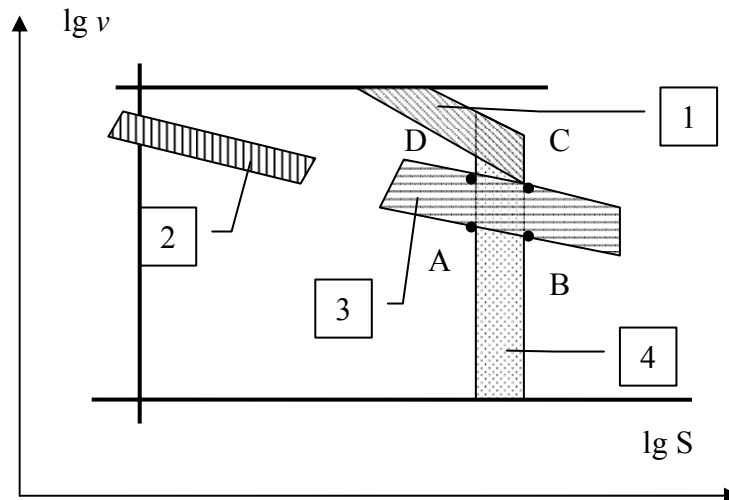


Рисунок 2 – Динамическая модель процесса резания

- 1 - возможное геометрическое поле для ограничения, определяемого мощностью;
 2 - возможное геометрическое поле разделительной линии стоимости; 3 - возможное геометрическое поле для стойкости инструмента; 4- возможное геометрическое поле для скорости резания

Если рассмотреть пример плоской v, s – оптимизации, то линии отсечки целевой функции ограничения по мощности и верхнему значению подачи представлены как возможные геометрические поля положения мгновенного значения целевой функции или мгновенных значений технических ограничений. Поле ABCD представляет собой возможное геометрическое место для оптимальных по стоимости рабочих точек. Это означает, что переменность вершины целевой функции и технических ограничений вследствие вариантности во времени выражаются областью ABCD оптимальных рабочих значений. Благодаря тому, что на станке постоянно снимаются определенные сигналы, характеризующие состояние процесса резания, его идентификацией может быть установлена действительная для данного момента времени рабочая точка.

Основная часть

Оптимальное адаптивное регулирование базируется на полной динамической исходной модели процесса резания. Оптимизация осуществляется во время всего процесса обработки и гарантирует оптимальное проведение процесса резания. Постоянное определение мгновенного положения оптимальной рабочей точки в соответствии с мгновенным состоянием процесса резания осуществляется постоянным сравнением актуальных значений характерных величин параметров.

При осуществлении автоматического цикла работы тяжелого оборудования задачи управления являются многоуровневыми и многофакторными. Кроме того, возникают ситуации, когда, либо отсутствуют необходимые датчики первичной информации, либо существующие средства измерений не обеспечивают получение требуемой информации в темпе с процессом, либо в наличии имеется лишь качественная информация об объекте управления. В этом случае адаптивное управление процессами резания должно строиться на базе многоуровневой системы принятия решений с элементами искусственного интеллекта, которая позволяет на основе компьютерной обработки качественной или нечеткой информации об объекте и целях управления получить требуемую информацию для управления.

Металлорежущие станки для тяжелого резания, оснащенные системами оптимального управления на базе станков с ЧПУ представляют в настоящее время высшую степень автоматизации и оптимизации процесса обработки. При разработке системы оптимального

регулирования разработаны взаимосвязи между статистической и непрерывной оптимизациями, которые представлены на рис. 3. В основе оптимального регулирования лежит динамическая модель процесса резания (рис. 2). Значения критериев для оптимального адаптивного регулирования представляют экстремальные значения критериев оптимальности процесса резания, соответствующих целевым функциям статистической оптимизации. Вид и сущность изменяемых со временем значений в целевых функциях устанавливается с помощью обработанных сигналов, характеризующих процесс обработки.



Рисунок 3 – Взаимосвязь между статистической и непрерывной оптимизациями для систем оптимального регулирования

Выводы

1 Оптимальное адаптивное регулирование базируется на полной динамической исходной модели процесса резания. Оптимизация режимов резания осуществляется во время всего процесса обработки и гарантирует оптимальное проведение процесса резания.

2 Адаптивное управление процессами резания должно строиться на базе многоуровневой системы принятия решений с элементами искусственного интеллекта.

3 Значения критериев для оптимального адаптивного регулирования представляют экстремальные значения критериев оптимальности процесса резания, соответствующих целевым функциям статистической оптимизации.

Литература

- 1 Васильченко Я.В., Ковалев В.Д. Управление процессом обработки на тяжелых станках с помощью алгоритма оптимального регулирования/ Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем.- Вып. 19.- Краматорск, 2006.- с.24-33.
- 2 Клименко Г.П., Мироненко Е.В., Васильченко Я.В. Оптимизация процесса обработки деталей сборными резцами с учетом стружкодробления // Современные технологии, экономика и экология в промышленности, на транспорте и в сельском хозяйстве. - Киев: ИСМО.- Алушта.- 1998.- С.169-171.
- 3 Jacobs H.J.: Technologische Grundkagen der steigen internen Verfahren-soptimierung in der Abspantechnik. Fetigungstecnik und Betrieb 21 (1971) 5, S.285-289.

УДК 621.919

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

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ФРЕЗЕРОВАНИЯ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

The experimental researches are executed, allowed to confirm adequacy developed private and integrated mathematical models and to determine efficiency of the offered technical decisions.

Введение

Одним из обязательных условий повышения производительности механической обработки является своевременная эвакуация стружки из зоны резания. Особенно важно своевременно удалять стружку при фрезеровании закрытых профильных пазов (Т-образных, типа "ласточкин хвост"), фигурных лабиринтов и др., поскольку образующееся при этом пространство паза весьма быстро заполняется отделенной стружкой, что определяет «загромождение зоны обработки, затрудненный отвод стружки и др.» [1, 2]. Циркуляция накопленной стружки при этом приводит к ее повторному резанию и ограничению производительности обработки.

Актуальность

Актуальность поиска путей повышения производительности обработки закрытых профильных пазов определяется их широким распространением в изделиях машиностроения. Наибольшее применение обработка указанных пазов находит в станкостроительной промышленности, при изготовлении технологической оснастки и др. В известных работах, посвященных созданию устройств для своевременной эвакуации стружки из зоны резания, рассматриваются устройства для операций точения, сверления и торцевого фрезерования. Применительно же к фрезерованию закрытых профильных пазов конструктивные схемы, теоретические основы и методики определения параметров устройств удаления стружки из зоны резания не установлены. Из приведенного следует, что существует значительная практическая потребность в создании эффективных устройств принудительного удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов.

В качестве принципиальной основы для создания таких устройств предлагается подача напорных струй СОТС или воздушно-жидкостной рабочей среды в зону обработки закрытых профильных пазов. Для ее реализации разработан ряд технических решений, имеющих патентную защиту, например [3]. С целью определения рациональных параметров предлагаемых устройств для удаления стружки выполнены

соответствующие теоретические исследования, позволившие разработать ряд частных математических моделей (ММ):

- ММ1 – для исследования заполнения стружкой пространства между зубьями фрезы в процессе резания;

- ММ2 – для исследования перемещения элемента стружки вдоль передней поверхности зуба фрезы под действием инерционных сил и гидродинамической силы принудительного воздействия [4];

- ММ3 – для исследования перемещения элемента стружки вдоль паза под действием гидродинамической силы принудительного воздействия [5];

- для исследования процесса заполнения стружкой пространства пазов разработана ММ4 [6], позволяющая анализировать заполнение пазов во времени;

- ММ5 – для определения потребного значения силы принудительного воздействия на тело волочения, образованного расположенной в пазу стружкой [7].

Частные модели ММ1...ММ5 в совокупности составляют интегральную ММ функционирования исследуемой системы.

Для подтверждения адекватности разработанных теоретических положений и определения эффективности предложенных технических решений выполнен комплекс экспериментальных исследований.

Экспериментальные исследования

Экспериментальные исследования проведены в условиях натурального стенда, основой которого является широкоуниверсальный фрезерный станок 6М76П-1. На столе станка устанавливается и закрепляется универсальный тензометрический динамометр УДМ600 с обрабатываемой заготовкой. Сигналы, формируемые динамометром при фрезеровании Т-образного паза, передаются на регистрирующий комплекс при помощи линий передачи. Принятые и реализованные конструкция стенда и приборный комплекс позволяют измерять мгновенные значения силовых параметров, дифференциально и интегрально характеризующих процессы накопления и перемещения стружки во всем возможном диапазоне изменения конструктивных и режимных параметров исследуемых устройств.

Важным моментом при планировании проведения экспериментальных исследований является выбор измеряемых параметров и разработка схемы их измерения. Одной из основных задач проведения экспериментальных исследований является установление наличия (отсутствия) циркуляции стружки в зоне резания при различных схемах и режимах обработки. При циркуляции стружка повторно попадает в зону обработки, что приводит к возрастанию сил резания (сила резания в этом случае равна сумме силы собственно резания материала заготовки и силы взаимодействия зубьев фрезы с циркулирующей стружкой). Таким образом, фиксация повышенных значений сил свидетельствует о ее циркуляции в зоне обработки.

На рис. 1 представлена схематизация составляющих силы резания при обработке паза Т-образной фрезой. Горизонтальные составляющие P_{hi} силы резания на зубьях, расположенных по разные стороны предварительно обработанного прямоугольного паза (поз. 1), не совпадают по направлению (направлены противоположно). Поэтому результирующий вектор $\sum_{i=1}^n P_{hi}$ (n – количество зубьев фрезы, находящиеся в контакте с заготовкой) определяется их разностью и в общем случае принимает небольшие (близкие к нулю) значения. Кроме того, величина $\sum_{i=1}^n P_{hi}$ может изменять свой знак в течение оборота. Все это не позволяет корректно устанавливать возрастание сил резания, обусловленное повторным резанием стружки. Таким образом, измерение и анализ значений величины $\sum_{i=1}^n P_{hi}$ не позволяет судить о наличии (отсутствии) циркуляции стружки в зоне резания.

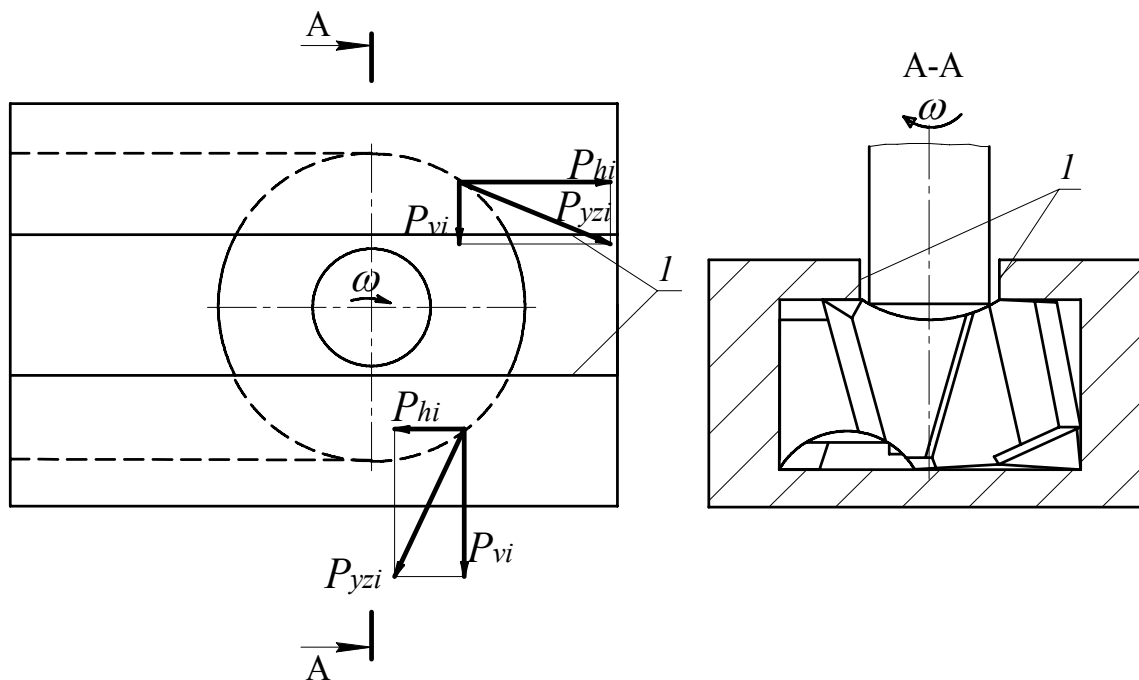


Рисунок 1 – Схема измерения составляющих сил резания

Вертикальные же составляющие P_{vi} силы резания на зубьях, расположенных по разные стороны предварительно обработанного прямоугольного паза, совпадают по направлению. Поэтому результирующий вектор $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ определяется их суммой и принимает достаточно большие значения одного знака. Это позволяет корректно

фиксировать возрастание сил резания, обусловленное повторным взаимодействием зубьев фрезы со стружкой. Таким образом, анализ

результатов измерений $\sum_{i=1}^n P_{hi}$ позволяет судить о наличии (отсутствии)

циркуляции стружки в зоне резания. Поэтому, в качестве силового параметра для измерения при проведении экспериментальных

исследований принята величина $\sum_{i=1}^n P_{vi}$.

Измерение параметра $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ выполнялось при фрезеровании

T-образной фрезой $\varnothing 21$ заготовок из материала Сталь45 ГОСТ 1050 – 74 и СЧ18-36 ГОСТ 1412-79 для трех вариантов обработки:

- с принудительным удалением стружки напорной струей СОТС при одновременной реализации функций смазки и охлаждения – обработка «с удалением»;

- без принудительного удаления стружки, но с реализацией функций смазки и охлаждения – обработка «с поливом»;

- без применения СОТС (без принудительного удаления, а также без смазки и охлаждения) – обработка «всухую».

Диапазон варьирования режимов резания при проведении экспериментальных исследований определялся исходя из рекомендуемых [8] значений для испытания T-образных фрез. Рекомендуемые значения принимались в качестве середины диапазона варьирования с последующим изменением в меньшую и большую стороны. Изменение в большую сторону осуществлялось до «ломающих» значений подачи.

Определение потребных значений скорости резания при варьировании значений минутной подачи S_m осуществлялось исходя из условия постоянства значений стойкости инструмента. Полученные значения режимов резания сведены в таблицы 1, 2.

Таблица 1 – Значения режимов резания (материал – Сталь45 ГОСТ 1050 – 74, T-образная фреза $\varnothing 21$, $z = 6$)

S_m , мм/мин	64	82	104	130	160	200
S_{z_2} , мм/зуб	0,026	0,043	0,055	0,069	0,085	0,106
n , об/мин	410	315	315	315	315	315
V , м/мин	27	20	20	20	20	20

Таблица 2 – Значения режимов резания (материал – СЧ18-36 ГОСТ 1412-79, T-образная фреза $\varnothing 21$, $z = 8$)

S_m , мм/мин	64	82	104	130	160
S_{z_2} , мм/зуб	0,031	0,050	0,063	0,100	0,166
n , об/мин	255	205	205	160	120
V , м/мин	17	14	14	10	8

Графическая интерпретация результатов измерений величины $\sum_{i=1}^n P_{vi}$

представлена на рис. 2.

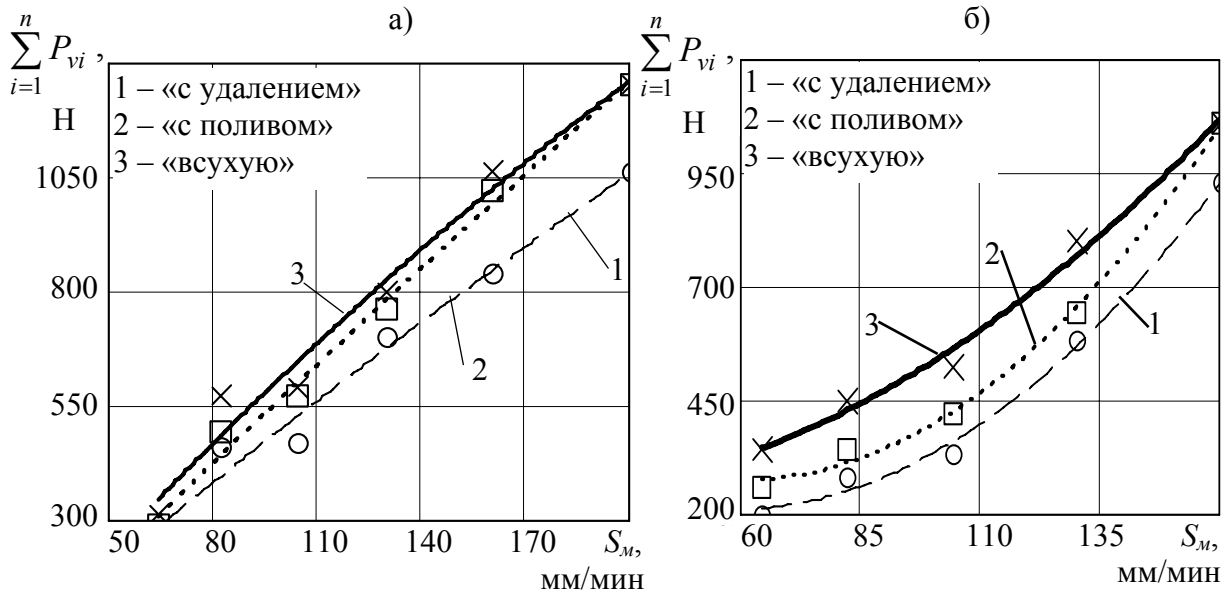


Рисунок 2 – Графики зависимости значений составляющей $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ как функции подачи S_m :

а) Сталь 45; б) СЧ18-36

Из анализа графиков следует:

- значения $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ примерно прямо пропорционально увеличиваются при возрастании минутной подачи S_m во всем исследованном диапазоне изменения параметров, что соответствует общепринятым канонам теории резания;

- наименьшие значения $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ при одинаковых значениях подачи имеют место для обработки «с удалением», наибольшие – при обработке «всухую».

При обработке «с поливом» величина $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ имеет промежуточное значение между значениями при обработке «всухую» и «с удалением»;

- значение $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ снижается на 20-50 % при обработке «с удалением» в сравнении с обработкой «всухую», и на 20-25 % в сравнении с обработкой «с поливом».

Уменьшение значения $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ при обработке «с поливом» в сравнении с обработкой «всухую» объясняется реализацией функции смазки и

охлаждения в зоне резания. Уменьшение значения $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ при обработке «с удалением» в сравнении с обработкой «с поливом» объясняется отсутствием циркуляции стружки в зоне резания.

Из выполненного анализа следует, что принудительное удаление элементов стружки приводит к существенному уменьшению (в 1,20...1,25 раз) значений $\sum_{i=1}^n P_{vi}$ и обуславливает возможность повышения режимных параметров обработки (производительности).

Известно, что изменение режимных параметров при фрезеровании поверхностей определяет изменение параметров состояния поверхностного слоя обрабатываемых заготовок при прочих равных условиях. Поэтому для установления закономерностей изменения шероховатости поверхностей пазов, обрабатываемых в соответствие с принятыми тремя вариантами фрезерования («с удалением», «с поливом» и «всухую»), выполнены соответствующие экспериментальные исследования.

Графическая интерпретация результатов измерения значений шероховатости Ra как функции минутной подачи S_m представлена на рис. 3.

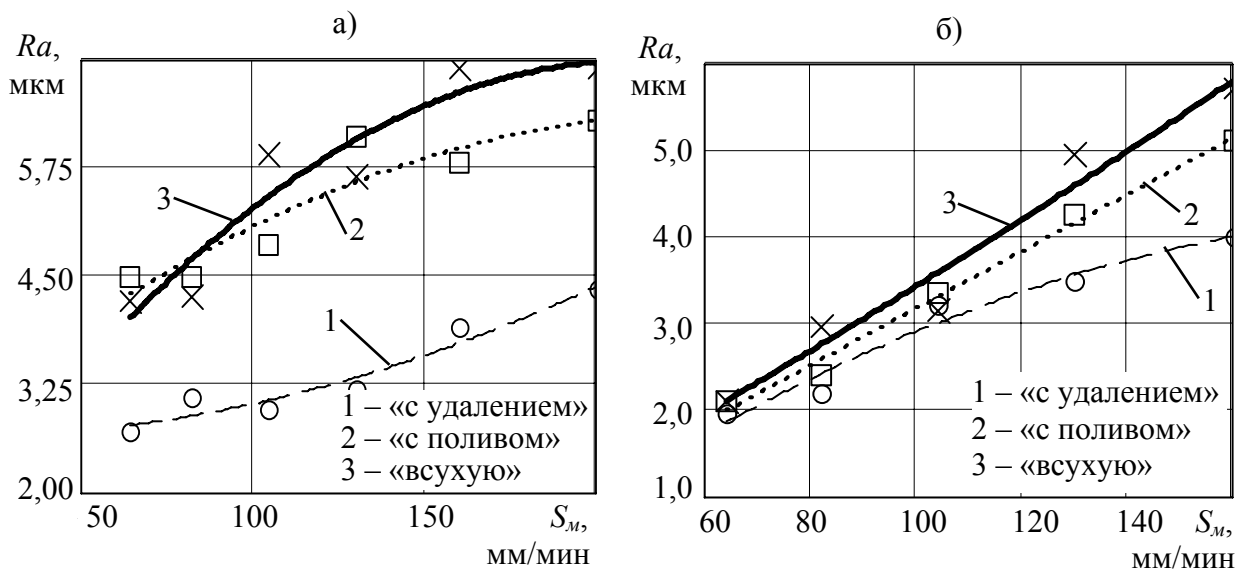


Рисунок 3 – Графики зависимости параметра шероховатости Ra как функции подачи S_z :
а) Сталь 45; б) СЧ18-36

Из анализа графиков следует:

- значения Ra примерно прямо пропорционально увеличиваются при возрастании минутной подачи S_m во всем исследованном диапазоне изменения параметров, что соответствует общепринятым канонам теории резания;

- наименьшие значения Ra при равных значениях подачи S_m имеют место для обработки «с удалением» как для стальных, так и чугунных заготовок, а наибольшие – для обработки «всухую». При обработке

«с поливом» величина Ra имеет промежуточное значение в сравнении с вариантами обработки «всухую» и «с удалением»;

- при обработке «с удалением» в сравнении с обработкой «с поливом» значение Ra снижается в 1,4-1,8 раза при равных значениях подачи S_m . При обработке «с поливом» в сравнении с обработкой «всухую» значение Ra уменьшается незначительно (на 5 - 10 %);

- в случае фрезерования стальной заготовки значение параметра Ra при обработке с «удалением» для $S_m = 200$ мм/мин ($Ra = 4,25$ мкм) не превышает его значения при обработке «с поливом» для $S_m = 64$ мм/мин ($Ra = 4,25$ мкм). В случае фрезерования чугунной заготовки значение Ra при обработке с «удалением» для $S_m = 160$ мм/мин ($Ra = 4,00$ мкм) не превышает его значения при обработке «с поливом» для $S_m = 120$ мм/мин ($Ra = 4,00$ мкм), а по сравнению с $S_m = 64$ мм/мин отличается незначительно ($Ra = 2,00$ мкм). То есть в случае принудительного удаления стружки, увеличение подачи в диапазоне 100...200 мм/мин не вызывает возрастания Ra , а в диапазоне 64...200 мм/мин вызывает лишь незначительное возрастание Ra .

Уменьшение значений Ra при обработке с «поливом» в сравнении с обработкой «всухую» объясняется смазывающим эффектом СОТС. Уменьшение значений Ra при обработке «с удалением» стружки в сравнении с обработкой «с поливом» объясняется отсутствием повторного попадания стружки в зону резания.

Таким образом, принудительное удаление стружки из зоны обработки позволяет повысить качество обрабатываемой поверхности при постоянном значении S_m (на величину до 2 раз), либо сохранить качество обрабатываемой поверхности при повышении производительности обработки на величину до 3 раз.

Одним из основных показателей эффективности процесса механической обработки резанием является стойкость режущего инструмента. Поэтому для установления закономерностей изменения стойкости режущего инструмента в зависимости от принятых вариантов фрезерования («с удалением», «с поливом» и «всухую»), выполнены соответствующие экспериментальные исследования. Исследования были ориентированы на установление влияния циркуляции стружки в зоне резания на стойкость Т-образной фрезы. Обработка выполнялась фрезами $\varnothing 21$ из быстрорежущей стали; материал заготовки Сталь 45; паз 12; $n = 315$ об/мин; $S_m = 160$ мм/мин.

Графическая интерпретация результатов измерения износа δ по задней поверхности зуба фрезы как функции длины фрезерования заготовок представлена на рис. 4.

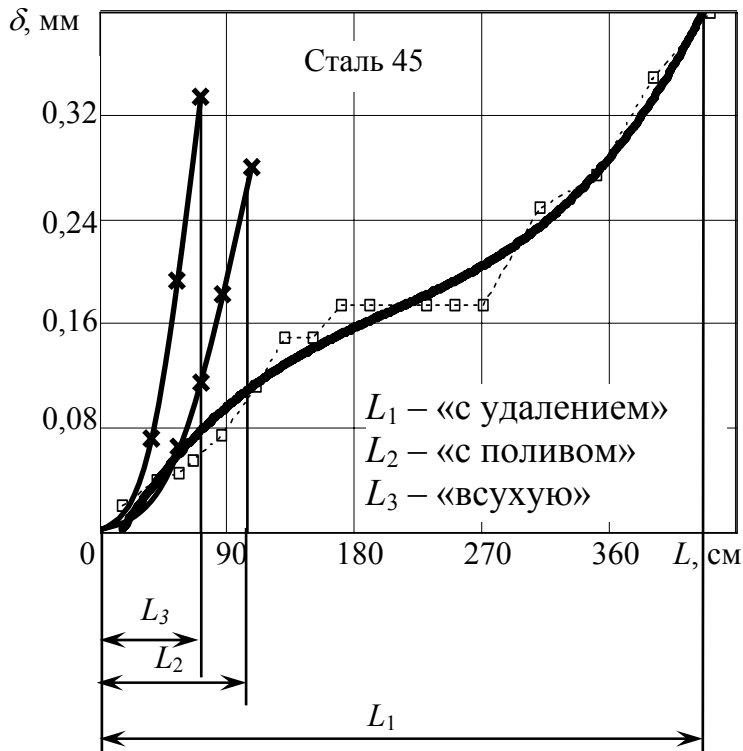


Рисунок 4 – Графіки залежності износу δ по задній поверхні зуба фрези як функції довжини обробки

Из анализа графиков следует:

- обробка «с удалением» стружки обуславливает стойкость инструмента 30-35 минут до возникновения критического износа 0,3-0,4 мм;
- фрезерование «с поливом» обуславливает возможность обработки в течение гораздо меньшего времени – 7...10 минут, после чего наблюдается поломка зубьев;
- обробка «всухую» обуславливает еще меньшую стойкость режущего инструмента – 3...5 минут, после чего также наблюдается поломка зубьев.

Незначительное повышение стойкости при обробке «с поливом» в сравнении с обробкой «всухую» объясняется смазывающе-охлаждающим действием СОТС. Существенное повышение стойкости (на величину до 5 раз) при обробке «с удалением» стружки в сравнении с обробкой «с поливом» объясняется устранением повторного взаимодействия зубьев фрезы с циркулирующей стружкой.

Выводы

1 Выполнено обоснование и выбор измеряемых параметров для проведения экспериментальных исследований фрезерования профильных пазов, а также разработана схема их измерений. Выбранные параметры и схема их измерения позволили получить экспериментальные данные для установления наличия (отсутствия) циркуляции стружки в зоне резания и

определения ее влияния на процесс обработки.

2 Выполнены экспериментальные исследования формирования силовых факторов при фрезеровании пазов Т-образными фрезами для трех вариантов обработки («с удалением» стружки, «с поливом» и «всухую») во всем возможном диапазоне изменения параметров.

Установлено, что принудительное удаление элементов стружки приводит к существенному уменьшению (в 1,20...1,25 раз) значений суммарной силы резания и обуславливает возможность повышения режимных параметров обработки (производительности). Производительность фрезерования Т-образных пазов может быть повышена на величину до 2 раз (увеличение минутной подачи от рекомендуемого нормативами значения $S_m = 100$ мм/мин до реализованного значения $S_m = 200$ мм/мин) за счет принудительного удаления стружки из рабочей зоны.

3 Принудительное удаление стружки из зоны обработки позволяет повысить качество обрабатываемой поверхности при постоянном значении минутной подачи S_m (на величину до 2 раз), либо сохранить качество обрабатываемой поверхности при повышении производительности обработки на величину до 3 раз.

4 Принудительное удаление элементов стружки обуславливает существенное – на величину до 5 раз – повышение стойкости режущего инструмента при фрезеровании Т-образных пазов.

Литература

- 1 Родин П. Р. Металлорежущие инструменты: Учебник для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. – К.: Вища шк. Головное изд.-во, 1986. – 455 с.
- 2 И. И. Семенченко, В. М. Матюшин, Г. Н. Сахаров. Проектирование металлорежущих инструментов. "Машгиз", Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, Москва, 1962.
- 3 Пат. 68794 А України, 7 В23Q11/02, В23Q11/10. Різальний інструмент: В.Г. Нечепаяев, Т.Г. Івченко, О.М. Гнисько (Україна).- № 2003109627; Заявл. 27.10.2003; Опубл. 16.08.2004, Бюл. №8. – 3 с.
- 4 Нечепаяев В. Г., Гнисько А. Н. Математична модель переміщення стружки різальним інструментом при фрезеруванні закритих профільних пазів. Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – С. 72-82.
- 5 Нечепаяев В., Гнисько А. Математическая модель эвакуации стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов // Tehnologii Moderne, Calitate, Restructurare. Vol. 4. Chisinau, Universitatea tehnica a Moldovei, 2005, p. 197 - 182.
- 6 Нечепаяев В. Г., Гнисько А. Н. Исследование процесса заполнения закрытых профильных пазов стружкой при их фрезеровании // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2005. Вып. 29. - С. 229-238.
- 7 Нечепаяев В. Г., Гнисько А. Н. Разработка математической модели удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2002. Вып. 21. - С.146-150.
- 8 ГОСТ 7063 – 72 (СТ СЭВ 115 – 79, СТ СЭВ 4632 – 84). Фрезы для обработки Т-образных пазов. Технические условия. – М.: Изд. стандартов, 1985.

УДК 621.9

Мироненко Е.В., Донченко Е.И., Марчук Е.В.
ДГМА, Краматорск, Украина

ПЕРЕНОСНОЙ ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ВИБРАЦИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

In article main principles of the organization of a portable measuring complex for registration of vibrations are resulted by means of set of gauges of acceleration of vibration and frequency of rotation of a spindle. Required parameters of the measuring amplifier and the interface module are shown. The complex allows to register with high accuracy fluctuations arising in technological system of machining. Examples of use of a complex on turning and milling machine tools are resulted.

Введение

Эффективность механообработки на металлорежущих станках определяется производительностью и себестоимостью. Повышение производительности на операциях механической обработки ограничивается прочностью режущей пластины, которая является наиболее слабым элементом конструкции инструмента, поэтому наиболее распространенным видом отказа является поломка пластины.

Время безотказной работы пластины зависит от совокупности факторов, среди которых колебания, возникающие в технологической системе механической обработки (ТСМО). В работе [1] показана тесная связь между колебаниями инструмента и прочностью. Сочетание амплитуды и частоты колебаний определяет вид отказа. Параметры колебаний в значительной мере зависят от способа закрепления режущей пластины и жесткости конструкции инструмента.

Основная часть

Для исследования динамических характеристик разработан виброизмерительный комплекс, структурная схема которого представлена на рисунке 1.

Виброизмерительный комплекс состоит из следующих элементов: персональная ЭВМ – ноутбук на базе процессора intel, которая управляет процессом измерения, а специальное программное обеспечение позволяет производить визуальный контроль и создавать файлы данных измеряемых параметров. ПЭВМ должна быть достаточно производительной, для того чтобы успевать регистрировать и создавать файл данных измеренных аналого-цифровым преобразователем (АЦП) в реальном времени.

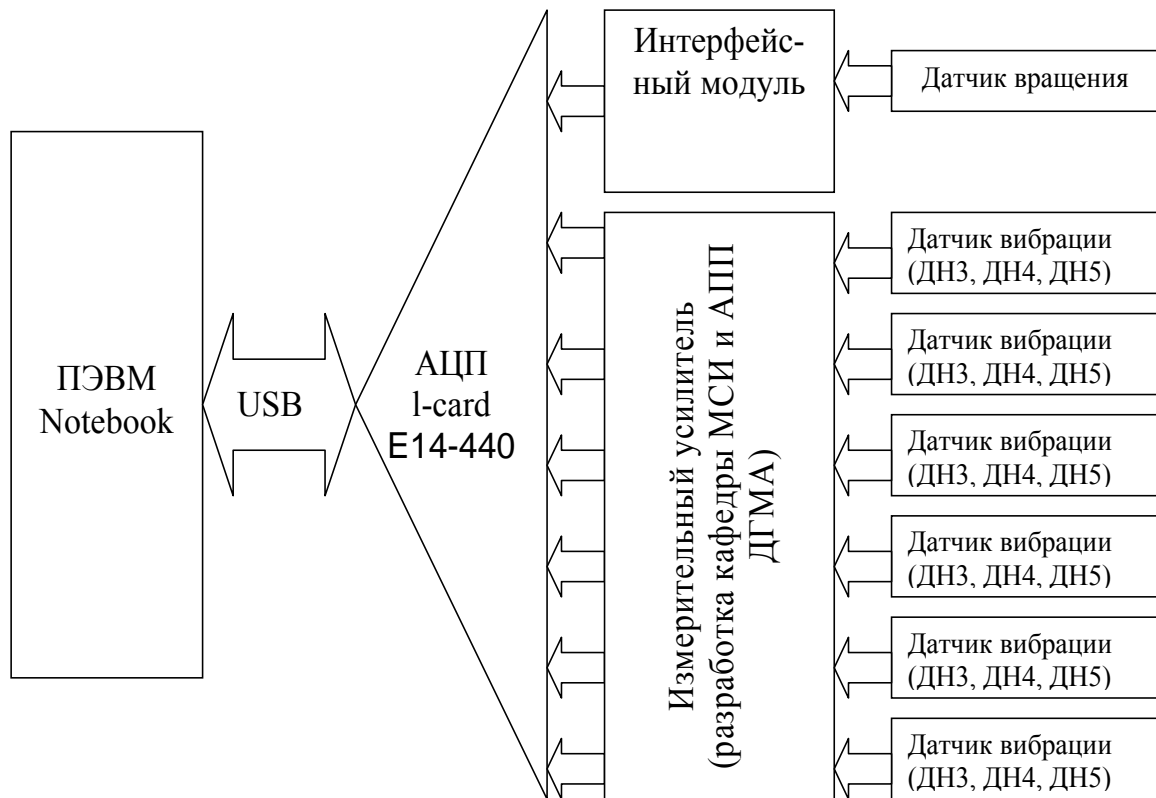


Рисунок 1- Структурная схема измерительного комплекса

Посредством интерфейса USB к ПЭВМ подключается аналого-цифровой преобразователь (АЦП), в качестве которого используется модуль фирмы L-card E14-440, который внесен в Госреестр средств измерения Российской Федерации. АЦП преобразует в цифровой вид данные, полученные с подключенных к его аналоговому входу измерительного усилителя и интерфейсного модуля.

Подключение датчиков к АЦП выполняется при помощи разработанного авторами измерительного усилителя с высокоомным входом (входное сопротивление 0.5 ГОм) и единичным коэффициентом усиления. Усилитель оснащен пассивным фильтром нижних частот (ФНЧ) второго порядка с частотой среза 15кГц, что является обязательным условием применения АЦП без встроенного ФНЧ. Для снижения помех и обеспечения автономности измерительной системы усилитель питается от аккумуляторной батареи напряжением 6В.

К входным разъемам измерительного усилителя, в зависимости от исследуемых параметров, возможно подключение датчиков ДН3, ДН4 и ДН5. Для измерения низкочастотных колебаний применяется датчик ДН5 – диапазон измеряемых частот ниже 1000 Гц. Измерение средних и высоких частот колебаний производится соответственно датчиками: ДН3 – линейный диапазон измеряемых частот до 4000 Гц и ДН4 –

диапазон частот до 12500 Гц [2]. В результате покрывается весь диапазон исследуемых частот колебаний.

Нижняя граница частотного диапазона определяется входным сопротивлением усилителя и собственной емкостью датчиков. Для приведенных выше условий она составляет 2-4 Гц.

Для измерения мгновенной частоты вращения к аналоговому входу АЦП E14-440 подключается интерфейсный модуль, в состав которого входит формирователь импульсов начала отсчетов с блоком питания на 12 В. К входу интерфейсного модуля подключается датчик вращения модели ROD 230-9000 немецкой фирмы Heidenhain.

С целью исключения внешних помех ПЭВМ и измерительный усилитель подключаются от батарейного источника питания, а интерфейсный модуль питающийся от сети переменного тока гальванически развязан от измерительного комплекса.

Разработанный измерительный комплекс позволяет измерять диапазон частот колебаний от 2 до 12500 Гц, а также регистрировать изменение мгновенной частоты вращения.

Для управления ЭВМ и записи измеренных данных использовалось программное обеспечение Lgraph v.2.9r2, которое совместимо с различными АЦП фирмы L-card, в частности с E14-440, и предназначен для визуального наблюдения, записи и предварительной обработки данных измеренных АЦП. Запись файла производится в dat файл в виде 16-битных двоичных слов без разделителей. Программа позволяет наблюдать временную зависимость исследуемых сигналов по нескольким каналам.

Максимальная частота дискретизации для АЦП E14-440 составляет 400кГц. Для четырех измерительных каналов частота дискретизации составляет соответственно 100 кГц, что позволяет без искажений регистрировать максимальную линейно измеряемую датчиками виброускорения частоту 12.5 кГц.

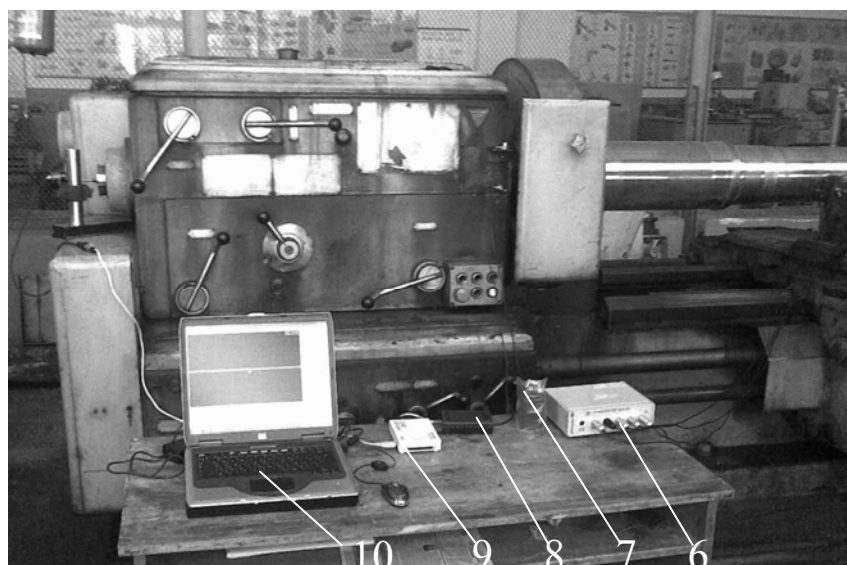
Анализ полученных экспериментальных данных выполнялся с использованием дискретного преобразования Фурье при помощи программного комплекса Lgraph. Предварительно для настройки делителя АЦП проводилась оценка формы и амплитуды колебаний векторное суммирование записанных сигналов колебаний в различных направлениях.

Анализ данных и вычисление дискретного преобразования Фурье выполнялось при помощи программного пакета для математических расчетов Matlab v. 7.0.

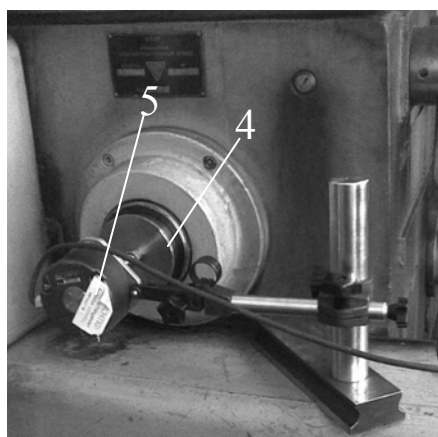
Разработанный виброизмерительный комплекс был апробирован на токарном и фрезерном станках.

На рисунке 2 показан измерительный стенд на базе токарного станка 1А64 для определения вибраций при обработке заготовки 1 прорезным резцом 2. Регистрация колебаний инструмента проводилась с помощью пьезоэлектрических датчиков 3, установленных на резце 2 в направлениях

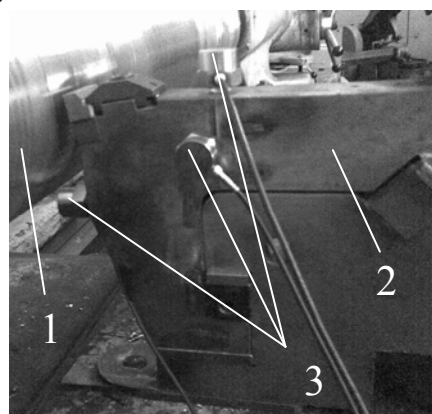
составляющих силы резания P_z , P_y , P_x и которые подключены к измерительному усилителю 6 с питанием от аккумулятора 7. Для измерения мгновенной частоты вращения на шпинделе станка установлена переходная муфта 4 с датчиком вращения 5, который подключен к интерфейсному модулю 8 с питанием от сети переменного тока. Измерительный усилитель и интерфейсный модуль подключены к аналого-цифровому преобразователю 9, а тот в свою очередь к ЭВМ 10. Полученный с измерительных датчиков сигнал записывался в виде файла на ЭВМ.



а



б



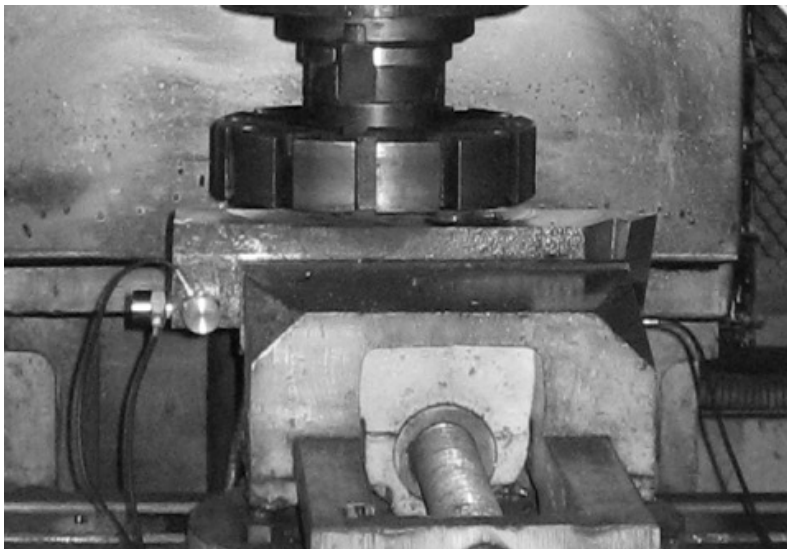
в

Рисунок 2 – Измерительный стенд:

а) общий вид регистрирующей аппаратуры; б) установка датчика вращения на шпинделе токарного станка мод. 1А64; в) установка датчиков вибрации на прорезном резце с ламельным суппортом.

На рисунке 3 приведены иллюстрации измерительного стенда на базе фрезерного станка ЛГ 26 Черенцованского станкостроительного завода для определения вибраций заготовки при торцевом фрезеровании. Установка

отличается от приведенной выше местом крепления датчиков виброускорения.



а



б

Рисунок 3 – Измерительный стенд на фрезерном станке ЛГ 26:
а) крепление датчиков виброускорений, б) общий вид

Общий вид программы и результаты зафиксированных вибраций на токарном станке представлены ниже.

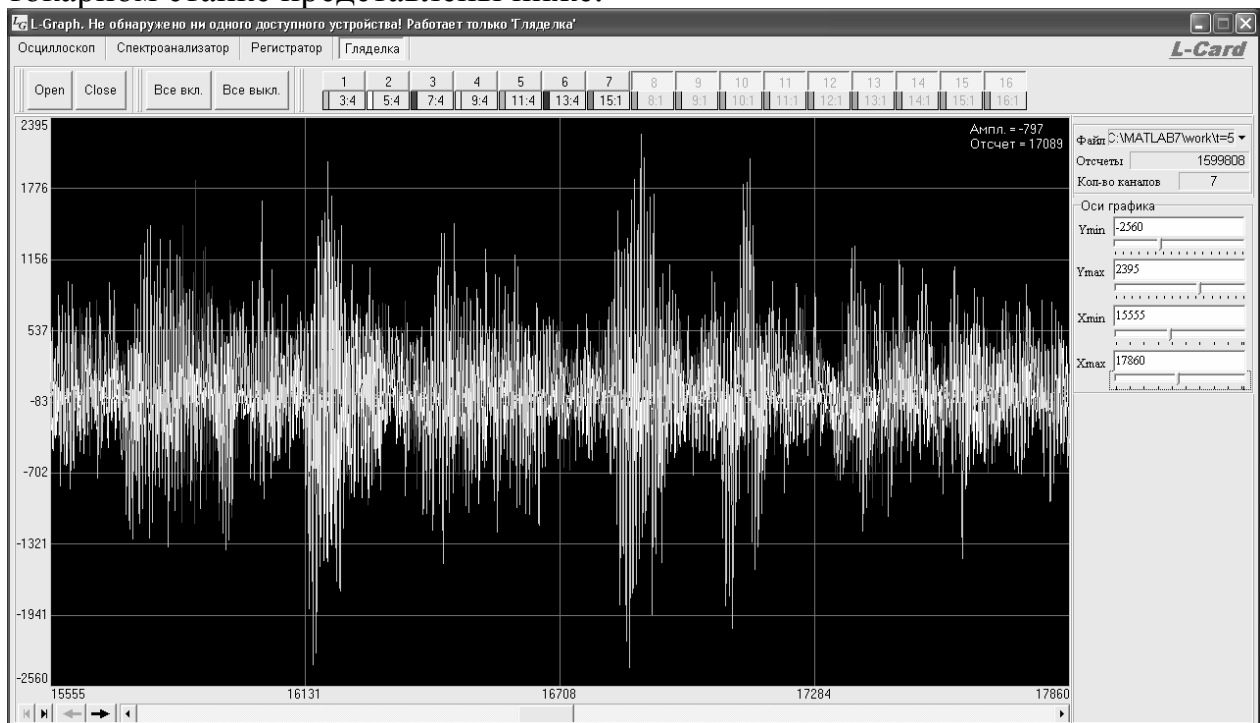


Рисунок 4 – Общий вид программы Lgraph

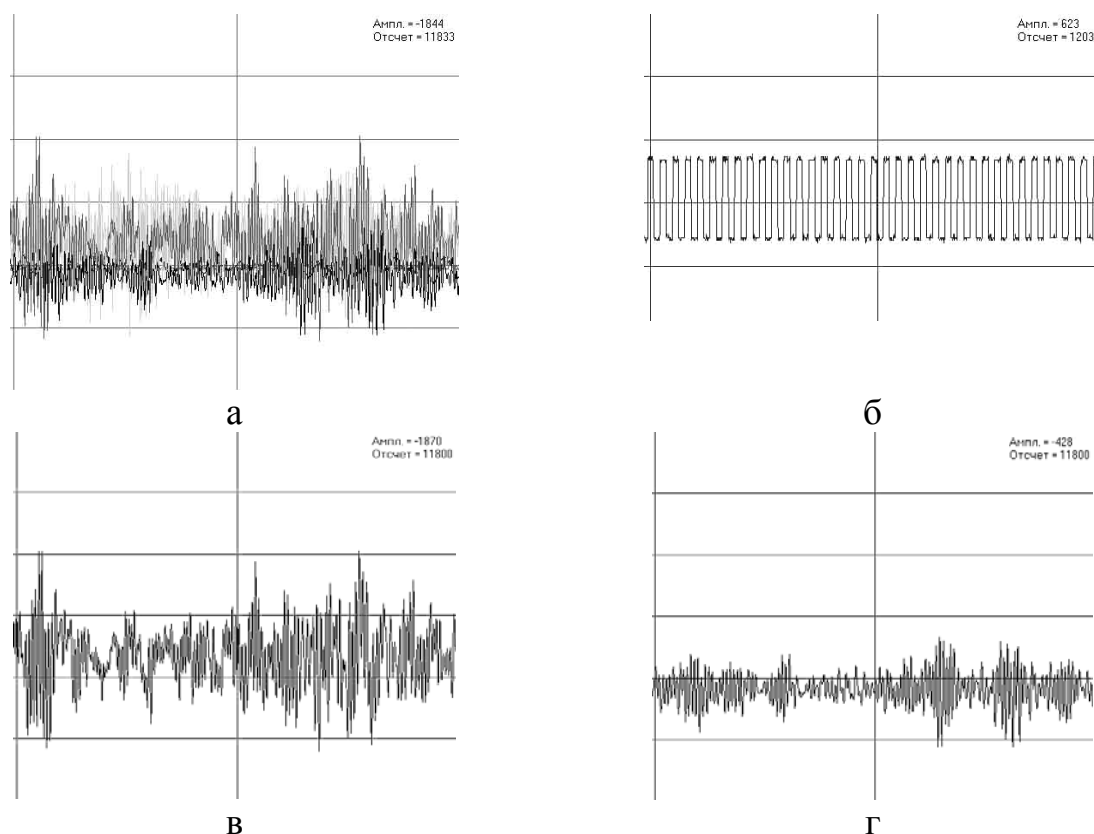


Рисунок 5 – Зарегистрированные измерения:
а) одновременно по нескольким каналам; б) импульсы датчика вращения;
в) виброускорения инструмента от силы P_z ; г) виброускорения инструмента от силы P_y .

Выводы

Создан виброизмерительный комплекс, который позволяет в режиме реального времени измерять частоту колебаний и виброускорения, в диапазоне частот от 2 до 12500 Гц, а также мгновенную частоту вращения привода главного движения.

Разработана методика проведения испытаний на виброустойчивость в процессе резания на металлорежущих станках и программное обеспечение обработки получаемых данных.

Литература

- 1 Бобров В.Ф. Определение напряжений и режущей части металлорежущих инструментов. //Кн. Высокопроизводительное резание в машиностроении. - М.: Наука, 1966. - С.223 - 228.
- 2 Дж. Фрайден Современные датчики. //Справочник – М.: Техносфера, 2005.- 592 с.
- 3 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.

УДК 621.941.025

Матюха П.Г., Гриньов Ю.О.
ДонНТУ, м. Донецьк, Україна

ОСОБЛИВОСТІ ПРОЕКТУВАННЯ ТОКАРНИХ РІЗЦІВ З ПОВОРОТНОЮ РОБОЧОЮ ЧАСТИНОЮ

In the paper the design features of turning cutters with a rotary cutting part are considered. Methodology of design of these cutters is described.

Створення конструкцій інструментів з регульованими виконавчими розмірами та геометричними параметрами різальних лез залежно від умов оброблення й фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу є новим напрямком у розвитку різальних інструментів. Цей напрямок у найбільшій мірі відповідає потребам сучасного машинобудування, яке орієнтоване на запити ринку, і повинне мати достатню гнучкість, яка забезпечує швидке переналагодження на випуск нової продукції.

Аналіз технічної літератури [1, 2, 3, 4] і патентних матеріалів [5] показав, що сьогодні є відомості про окремі конструкції токарних різців, які мають розширені технологічні можливості, розроблена теорія створення гнучких конструкцій різців і систем на їх основі для важких верстатів на основі агрегатно-модульного принципу [1, 4]. Нами в роботі [6] сформульовані загальні методологічні підходи при проектуванні гнучких конструкцій токарних різців для середніх верстатів. Разом з цим, відсутні рекомендації по виконанню специфічних для гнучких конструкцій етапів проектування.

Метою роботи є розробка теорії специфічних етапів проектування токарних різців з регульованими геометричними параметрами різальних лез, що досягається завдяки повороту робочої частини.

Проектування токарних різців з поворотною робочою частиною виконується за наступними етапами:

1) визначаються вихідні данні, які повинні включати: відомості про масив деталей, що підлягають виготовленню (характеристики оброблюваних матеріалів, геометрична форма й розміри заготовок, припуски на оброблення, вимоги по точності й шорсткості обробленої поверхні, режими оброблення (глибина різання – t , подача – s , швидкість різання – V));

2) обґрунтовується спосіб досягнення гнучкості різця по домінуючому параметру й вибір або створення уніфікованої конструкції, що реалізує обраний спосіб;

3) вибір інструментальних матеріалів;

- 4) визначення раціональних геометричних і конструктивних параметрів робочої частини по величині діапазону регулювання;
- 5) визначення розмірів поперечного перетину державки;
- 6) оптимізація конструктивних елементів вузла кріплення або визначення обмежуючих режимів оброблення з умов міцності вузла кріплення робочої частини до державки.

Розглянемо рішення кожного з етапів проектування.

Формування банку вихідних даних, необхідного для проектування різців гнучкої конструкції, доцільно здійснювати на основі аналізу конструкторської й технологічної документації, з використанням реєстрації даних на персональних електронних обчислювальних машинах із подальшим групуванням факторів.

Групування варто здійснювати:

- по розмірних параметрах верстата;
- по групах оброблюваних матеріалів;
- по припусках або глибинам різання;
- по відношенню максимальної довжини до максимального діаметра заготовки і таке інше.

За результатами групування визначається застосовність факторів q , що являє собою відношення числа n використовуваного конкретного значення досліджуваного фактора до загального числа даних N по цьому ж фактору [1].

При обґрунтуванні способу забезпечення гнучкості різця варто виходити з того, що всі існуючі способи базуються на відділенні робочої частини від державки [8]. При цьому в модульних конструкціях здійснюється заміна робочої частини, а в переналаджуваних і регульованих конструкціях - поворот робочої частини навколо трьох взаємо-перпендикулярних осей, а також лінійних переміщень робочої частини відносно державки (рис. 1 а, б).

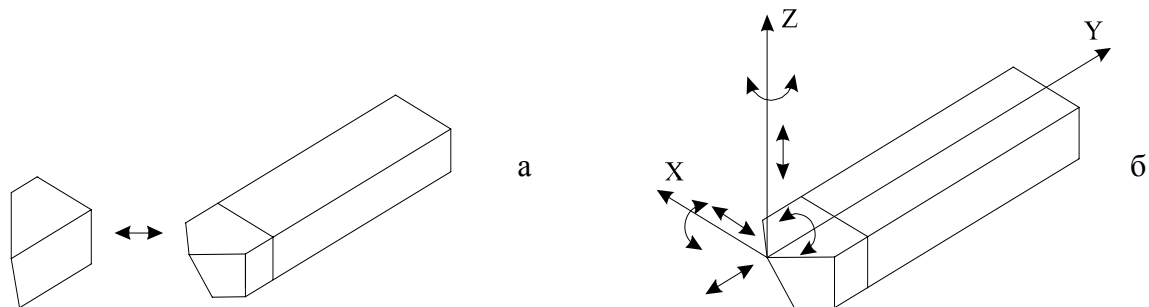


Рисунок 1 – Принципи підвищення універсальності токарних різців:

- а) шляхом заміни робочої частини;
- б) шляхом обертань і переміщень робочої частини

До недоліків різців, у яких гнучкість забезпечується використанням модульного принципу, варто віднести високу трудомісткість виготовлення робочої частини, обумовлену потребою у високоточних елементах базування робочої частини на державці й потребою в спеціальних, громіздких і складних вузлах для закріплення й зміни робочої частини на державці.

При виборі регульованого параметра варто виходити з його можливості збільшити гнучкість конструкції. У більшості випадків таким параметром є головний кут у плані φ , тому що змінюючи його, можна змінити завантаження активної частини різальної кромки й здійснити перерозподіл величин складових сили різання P_y і P_x залежно від жорсткості заготовки. Його зменшення підвищує міцність вершини різця, поліпшує відведення тепла, але збільшує сили різання, тертя об оброблювану поверхню й відтискування деталі. Крім того, кут у плані φ залежить від умов оброблення – точіння на прохід, в упор, підрізування торця і таке інше.

Різці регульованих конструкцій варто створювати з використанням у якості змінної робочої частини багатограних непереточуваних пластин (БНП). Гнучкість різців, оснащених БНП, рекомендується забезпечувати зміною кута в плані φ за рахунок повороту робочої частини навколо осі, яка перпендикулярна опорній поверхні БНП (рис. 2) [8].

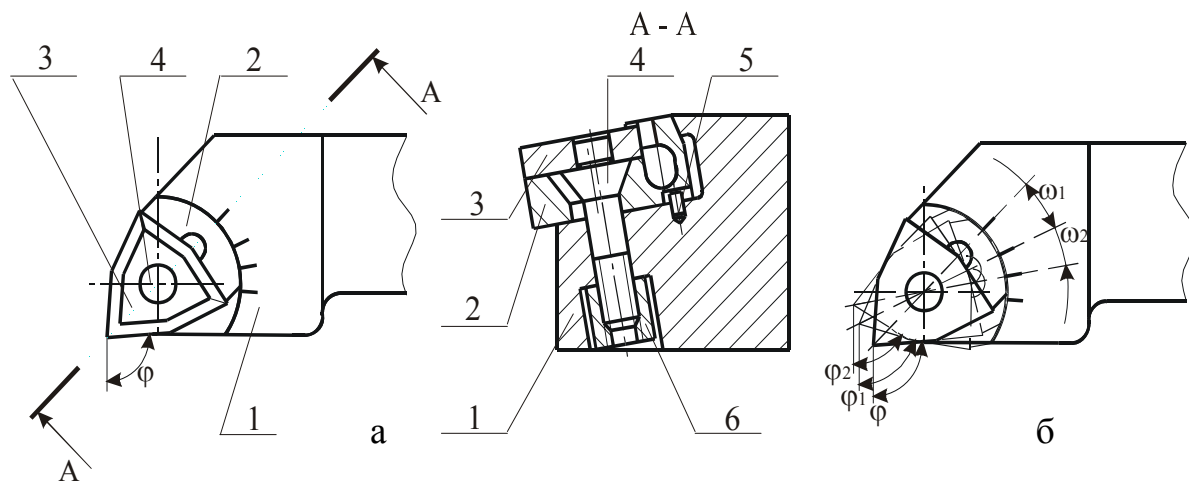


Рисунок 2 – Універсально-збірний різець з поворотною робочою частиною:
 1 – державка; 2 – поворотна підкладка; 3 – БНП; 4 – штифт для закріплення робочої частини; 5 – штифт фіксації положення робочої частини

Вибір марки інструментальних матеріалів здійснюється на підставі існуючих рекомендацій залежно від марки оброблюваного матеріалу, стану поверхні заготовки й способу її одержання, характеру обробки - чорнової або чистової, безперервної або переривчастої. Гнучкість різця по

цьому параметрі забезпечується використанням БНП із відповідного матеріалу.

Розміри БНП розраховують виходячи з величини припуску, його характеру (рівномірний або нерівномірний). При цьому доцільно, щоб участь у різанні приймало до $2/3$ довжини різальної кромки l_k

$$l_k = t_{max} / \sin \varphi_{min},$$

де t_{max} - максимальне значення глибини різання;

φ_{min} - мінімальне значення головного кута в плані.

Число граней БНП для різців з поворотною робочою частиною розраховується за формулою

$$n = 360 / (\varphi_{max} + \varphi_{1min}),$$

де φ_{max} і φ_{1min} – відповідно, максимальне значення головного й мінімальне значення допоміжного кутів у плані.

Число граней БНП для різців із змінними підкладками розраховується по відомій формулі [2]

$$n = 360 / (\varphi + \varphi_1),$$

де φ і φ_1 - відповідно задані головний і допоміжний кути в плані.

При дробовому значенні величини n її округляють до цілого, змінюючи кут φ_1 , який повинен бути в межах $5 - 30^\circ$.

Після вибору форми пластини знаходяться раціональні геометричні параметри робочої частини за критерієм максимального діапазону зміни головних кутів у плані, що задовольняє необхідній гнучкості конструкції. Як технічне обмеження виступають припустимі значення задніх кутів на головній і допоміжній різальних кромках.

З метою визначення раціональної геометрії робочої частини, в різцях з поворотною робочою частиною визначаються параметри опорної поверхні під базове положення негативної БНП за заданими геометричними параметрами на головній різальній кромці. Потім, за допомогою методів векторної алгебри, розраховуються геометричні параметри допоміжної різальної кромки в базовому положенні. За допомогою формул, що дозволяють визначати геометричні параметри різальної частини після її повороту відносно базового положення, визначаються граничні значення положення робочої частини, що задовольняють технічним обмеженням.

Як приклад, формули для визначення геометричних параметрів робочої частини різця, оснащеної БНП з кутом при вершині більшим 90° , які враховують поворот робочої частини, мають наступний вигляд (верхні знаки відносяться до повороту пластини за часовою стрілкою, нижні – в протилежному напрямку):

- головний передній кут $tg\gamma = \mp \sin \nu tg\lambda_0 - \cos \nu tg\alpha_N \sec \lambda_0$;
- головний задній кут $tg\alpha = \frac{\cos \nu tg\alpha_N \pm \sin \nu \sin \lambda_0}{\cos \lambda_0 + tg\lambda(\cos \nu \sin \lambda_0 \mp \sin \nu tg\alpha_N)}$;
- кут нахилу головної різальної кромки $tg\lambda = \mp \sin \nu tg\alpha_N \sec \lambda_0 + \cos \nu tg\lambda_0$;
- головний кут в плані $\varphi_\partial = \varphi - \nu$;
- допоміжний передній кут $tg\gamma_1 = -\cos \nu_1 tg\lambda_0 - \sin \nu_1 tg\alpha_N \sec \lambda_0$;
- допоміжний задній кут $tg\alpha_1 = \frac{\sin \nu_1 tg\alpha_N + \cos \nu_1 \sin \lambda_0}{\cos \lambda_0 + tg\lambda_1(\cos \nu_1 tg\alpha_N - \sin \nu_1 \sin \lambda_0)}$;
- кут нахилу допоміжної різальної кромки $tg\lambda_1 = -\sin \nu_1 tg\lambda_0 + \cos \nu_1 tg\alpha_N \sec \lambda_0$;
- допоміжний кут в плані $\varphi_{1\partial} = 90^\circ - \varphi - \nu_1$;
- зміщення вершини БНП по осі X інструментальної системи координат

$$x = \mp a \cos \lambda_0 \mp b \sin \lambda_0 \sin \alpha_N;$$

- зміщення вершини БНП по осі Y $y = \pm b \cos \alpha_N$;

- зміщення вершини БНП по осі Z $z = \mp a \sin \lambda_0 \pm b \cos \lambda_0 \sin \alpha_N$,

де ν и ν_1 – додаткові кути; параметри, α_N , λ_0 , φ - відповідно, задній кут, який вимірюється в нормальній січній площині, кут нахилу головної різальної кромки, головний кут в плані, що задані в базовому положенні БНП; a , b – зміщення вершини БНП в площині повороту робочої частини.

Додаткові кути для БНП з кутом при вершині більшим 90° визначаються за наступними формулами:

$$tg\nu = \frac{\cos \alpha_N \sin \omega}{\cos \lambda_0 \cos \omega \pm \sin \lambda_0 \sin \alpha_N \sin \omega};$$

$$tg\nu_1 = \frac{\cos \lambda_0 \cos \omega \pm \sin \lambda_0 \sin \alpha_N \sin \omega + (\sin \lambda_0 \sin \alpha_N \cos \omega \mp \cos \lambda_0 \sin \omega)tg(180^\circ - \varepsilon)}{\pm \cos \alpha_N \sin \omega + \cos \alpha_N \cos \omega tg(180^\circ - \varepsilon)},$$

де ω - кут повороту робочої частини, ε - кут при вершині БНП.

Величини зміщень визначаються за формулами (верхній знак – поворот за часовою стрілкою, нижній – в протилежному напрямку):

$$a = (d + 2m) \sin \frac{\omega}{2} \sin \left(\frac{\varepsilon \mp \omega}{2} \right);$$

$$b = (d + 2m) \sin \frac{\omega}{2} \cos \left(\frac{\varepsilon}{2} \mp \frac{\omega}{2} \right),$$

де d – діаметр вписаного кола різальної пластини, m – відстань від вписаного кола до вершини БНП.

Розміри поперечного перетину державки різця визначають за відомими методиками з розрахунку на міцність, з огляду тільки на головну складову сили різання P_z , що викликає згинання державки [2]. Згинаючий момент, який діє на державку різця

$$M = P_z l,$$

де l виліт державки різця, $l = (1,0 \dots 1 \dots 1,5)H$.

Тут H висота державки різця.

Згинаючий момент, що допускається розмірами поперечного перетину державки різця

$$M_p = \sigma_i W,$$

де σ_i - допустиме напруження на вигин, Н/мм²;

W – момент опору перетину державки різця, мм³.

Для прямокутного перетину

$$W = BH^2/6,$$

де B - ширина державки різця, мм.

Для різців квадратного перетину

$$W = B^3/6,$$

а для різців круглого перетину

$$W = 0,1d^3,$$

де d - діаметр державки різця.

Приймаючи, що $M = M_p$ з урахуванням того, що співвідношення $H/B = 1,6$; одержимо:

для різця прямокутного перетину

$$B = 3 \sqrt[3]{\frac{2,34P_z l}{\sigma_u}},$$

для різця квадратного перетину

$$B = 3 \sqrt[3]{\frac{6P_z l}{\sigma_u}},$$

для різця круглого перетину

$$d = 3 \sqrt[3]{\frac{10P_z l}{\sigma_u}}.$$

Розміри поперечного перетину державок можна також вибирати за паспортними даними верстата, приймаючи їх максимально можливими, з наступною перевіркою величини напруг у найнебезпечнішому перетині.

Для оптимізації конструктивних параметрів елементів вузла кріплення робочої частини до державки або визначення граничних значень подач, що допускаються вузлом кріплення, розробляється математична модель умов закріплення робочої частини на державці в статиці та під час точіння.

Математична модель умов закріплення робочої частини на державці різця в статиці містить рівняння рівноваги робочої частини під дією активних сил з боку елементів кріплення, а також реакцій на базуючі поверхнях і наведена в нашій роботі [9].

Математична модель умов закріплення робочої частини на державці під час точіння містить рівняння рівноваги робочої частини під дією як сил закріплення так і складових сили різання, а також реакцій на базуючих поверхнях [10].

Оптимізації при цьому підлягають розміри елементів кріплення й матеріали, з яких вони виготовлені. В якості технічних обмежень використовуються габаритні розміри робочої частини й державки. Вузол кріплення вважається працездатним, якщо величина допустимих подач, обмежених вузлом кріплення робочої частини до державки, перевищує хоча б одну з подач, що обмежені міцністю пластини твердого сплаву, точністю оброблення, параметрами шорсткості обробленої поверхні, міцністю механізму подач верстата.

На рисунку 3 наведено блок-схему алгоритму розрахунку припустимої подачі при точінні універсально-збірним різцем з поворотною робочою частиною. У блок-схемі введені наступні позначення: $Q_{ш}$, $Q_{гв}$ – сили затяжки штифта та гвинта; $Q_{ш.п.}$, $Q_{гв.п.}$ – припустимі сили затяжки штифта та гвинта; ω – кут повороту робочої частини відносно базового положення; ω_k – кінцева величина кута повороту робочої частини; φ_c , φ_{1c} , φ_d , φ_{1d} – відповідно статичні головний та допоміжний кути у плані, і дійсні головний та допоміжний кути у плані; t – глибина різання; s – подача; $M_{тр}$ – момент сил тертя; $M_{пр}$ – провертаючий момент від сили різання; Δ – кут відхилення результуючої осьової та радіальної складових сили різання від нормалі до головної ріжучої кромки; W_3 – сила закріплення поворотної робочої частини затискним елементом; W_3' , W_3'' – складові сили закріплення; F – сила тертя; N_1 , N_2 , N_3 , N_4 , N_5 – реакції, що виникають на елементах робочої частини під дією затискних сил та сили різання; N – потужність різання.

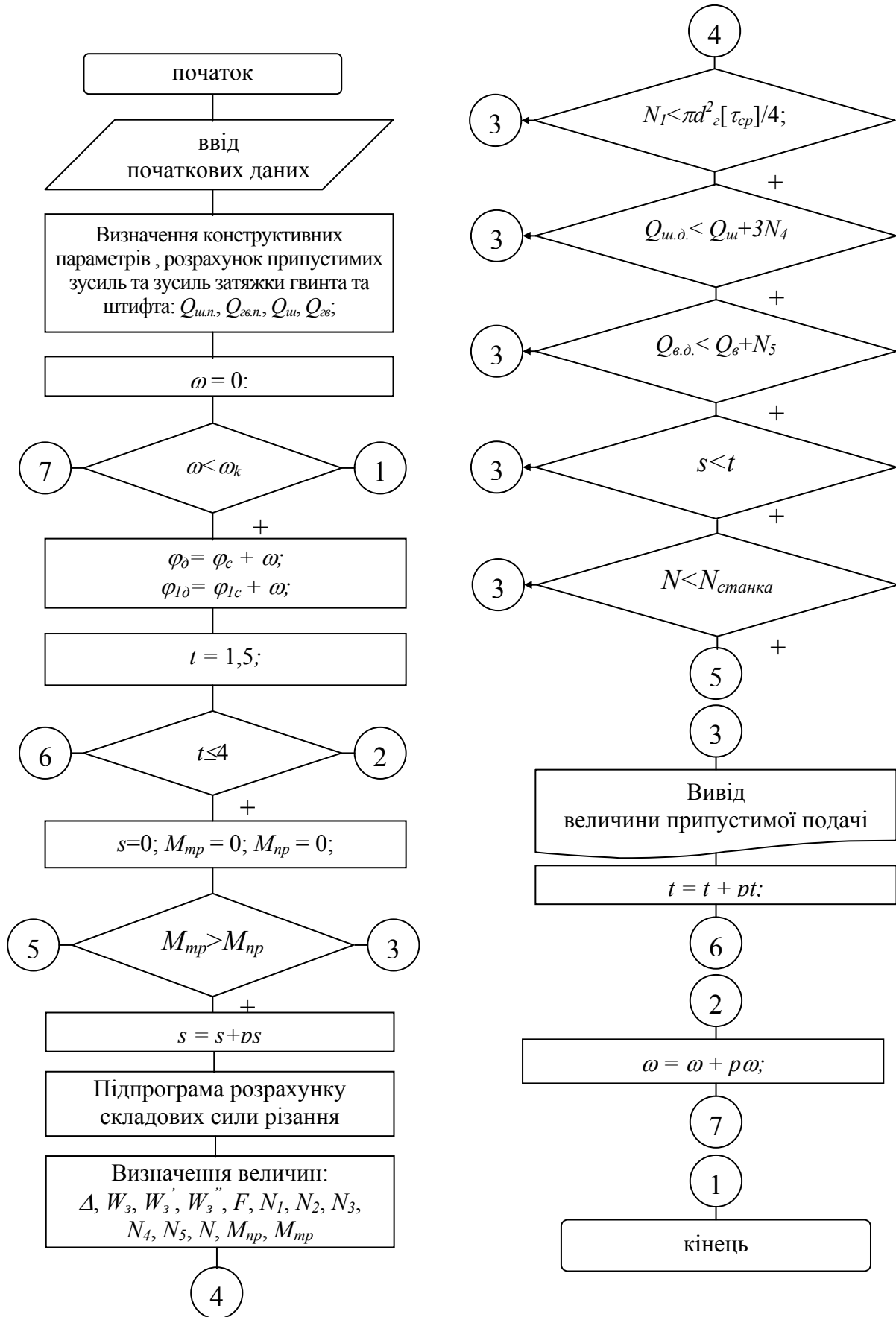


Рисунок 3 – Блок-схема алгоритму розрахунку припустимої подачі

Запропонована методика проектування токарних різців з поворотною робочою частиною дозволить створити працездатні інструменти, що забезпечують зниження металоємності систем різців на їхній основі на 50% - 80% і часткового вивільнення складських площ під рідко використовуваний інструмент. Як показали виконані експерименти, запропоновані конструкції регульованих і переналагоджуваних різців не тільки не поступаються за режимами і якістю оброблення стандартним інструментам, але й перевищують останні по універсальності й ступеню уніфікації.

Література

- 1 Сборный твердосплавный инструмент/ Г.Л.Хаеа, В.М.Гах, К.Г.Громаков и др.; Под общ. ред. Г.Л.Хаеа. – М.: Машиностроение, 1989. – 256 с.
- 2 Металлорежущие инструменты: Учебник для вузов по специальности «Технология машиностроения», «Металлорежущие станки и инструменты» / Г.Н.Сахаров, О.Б.Арбузов, Ю.Л.Боровой и др. – М.: Машиностроение, 1989 – 328с.
- 3 НАУРТКАТАЛОГ 2001. werkzeuge fur drehmaschinen. 12/01 LCAT. 01D. 820 p.
- 4 Мироненко С.В. Наукові основи створення систем агрегатно-модульних інструментів для важких верстатів: Дис...докт. техн. наук: 050301/ НТУ «Харківський політехнічний інститут». – Харків, 2004. 33с.
- 5 Инструмент с взаимозаменяемыми многоугольными вставными пластинками. Заявка Японии 3 58 – 3085. Оpubл. 83. 06.27. Бюл. №2 – 753
- 6 Матюха П.Г., Гриньов Ю.О., Скринніков В.С. Особливості проектування токарних різців гнучких конструкцій. /Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 110. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – С. 59 – 64.
- 7 Матюха П.Г., Гринев Ю.А. Современные способы повышения универсальности токарных резцов//Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 4-й междуна. н.-т. конф., 23-24 октября 2001г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2001.С. 99-101.
- 8 Універсально-збірний інструмент: Патент України №51167 А МКІ 7 В23В27/16./МатюхаП.Г., Гриньов Ю.О., Скринніков В.С., Брежний С.А. Оpubл.15.11.2002. Бюл. №11.
- 9 Матюха П.Г., Гринёв Ю.А. Исследование условий закрепления поворотной подкладки с режущей пластиной на державке универсально-сборного резца. /Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10. – С. 131 – 137.
- 10 Математична модель умов закріплення поворотної робочої частини на державці універсально-збірного різця у процесі обробки. /Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. № 17, 2005. – С. 258 – 266.

УДК 621.9: 658.5

Ивченко Т.Г.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

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

Эффективное функционирование технологической системы в значительной мере определяется тепловыми явлениями, влияющими на качество обработки деталей и работоспособность оборудования, оснастки, инструмента. Современные тенденции интенсификации процесса резания приводят к существенному увеличению тепловых нагрузок на режущий инструмент, в связи с чем возрастает и актуальность задач по их исследованию.

В настоящее время достаточно хорошо разработаны методы как экспериментальных, так и теоретических исследований теплового состояния режущего инструмента. [1, 2, 3]. Большое внимание уделено первому этапу теплофизического анализа систем – изучению источников теплоты и основных закономерностей формирования тепловых потоков в зоне резания. Однако существующая методика определения тепловых потоков, действующих на передней и задней поверхностях лезвия режущего инструмента [1] весьма затруднительна для практического применения. Представляет интерес ее дальнейшее совершенствование и расширение возможностей использования для решения практических задач.

Цель представляемой работы – усовершенствовать методику определения тепловых потоков зоне резания и исследовать их взаимосвязь с параметрами эксплуатации режущего инструмента.

Известно, что количество теплоты, выделяющейся в процессе резания, эквивалентно работе резания. Общее количество теплоты, выделившейся при резании в единицу времени Q (Вт)

$$Q = P_z V, \quad (1)$$

где P_z - сила резания, (Н); V - скорость резания, (м/с).

На рис. 1 представлены источники возникновения и возможные пути распространения теплоты при резании любого материала без применения охлаждения детали и инструмента для процесса точения, причем резец 3, стружка 2 и деталь 1 условно раздвинуты.

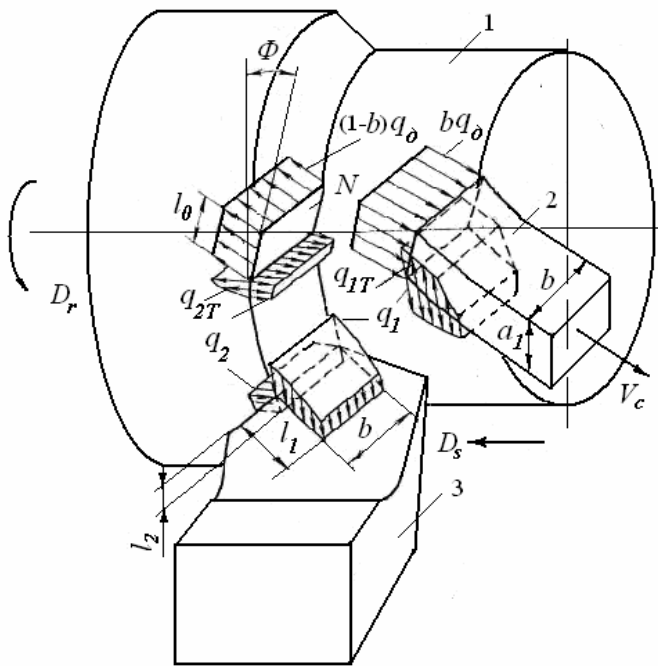


Рисунок 1 – Схема расположения источников теплоты в зоне резания при точении

В зоне резания возникают три основных источника теплоты: теплота деформации в зоне стружкообразования на плоскости сдвига N (интенсивность источника q_{∂}), теплота трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью инструмента (интенсивность источника q_{IT}) и теплота трения между задней поверхностью инструмента и деталью (интенсивность источника q_{2T}).

Теплота каждого из источников передается всем твердым телам, участвующим в процессе

обработки - детали, резцу, стружке, причем в зоне резания имеет место переплетение путей движения потоков теплоты, и потому математическое описание процесса теплообмена достаточно сложно.

Температура в режущем лезвии инструмента формируется под воздействием источников q_1 и q_2 , плотность которых для практических расчетов принимается равномерно распределенной по площадкам $b \times l_1$ и $b \times l_2$. Расчет плотности тепловых источников q_1 и q_2 с достаточной точностью может быть осуществлен по известной методике А.Н. Резникова [1].

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} \frac{q_1 l_1}{\lambda_u} M_1 + \frac{q_2 l_2}{\lambda_u} N_2 = (1+c)\Theta_{\partial} + 0,142 \frac{\sqrt{\omega_{\partial}}}{\lambda_{\partial}} \sqrt{\frac{k l_1}{V}} (q_{IT} - 1,3 q_1) \\ \frac{q_2 l_2}{\lambda_u} M_2 + \frac{q_1 l_1}{\lambda_u} N_1 = (1+c)\Theta_{\partial} T_{\partial} + 0,1 \frac{\sqrt{\omega_{\partial}}}{\lambda_{\partial}} \sqrt{\frac{l_2}{V}} (q_{2T} - 1,82 q_2) \end{cases}, \quad (2)$$

где l_1, l_2 - длины контактных площадок на передней и задней поверхностях; $\lambda_{\partial}, \lambda_u, \omega_{\partial}, \omega_u$ - коэффициенты теплопроводности (Вт/м $^{\circ}$ С) и температуропроводности (м 2 /с) материалов детали и инструмента соответственно; M_1, M_2 - безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; N_1, N_2 -

безразмерные функции, учитывающие взаимный нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; c - коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот детали; Θ_δ - температура деформации; T_δ - безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации; q_{1T} , q_{2T} - плотности тепловых потоков от сил трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента, между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью соответственно.

Длины контактных площадок на передней и задней поверхностях:

$$l_1 = 2a[k(1 - \operatorname{tg}\gamma) + \operatorname{sec}\gamma]; \quad l_2 = h,$$

где a - толщина среза: $a = s \cdot \sin\varphi$; s - подача; φ - главный угол в плане; k - коэффициент продольной усадки стружки; γ - передний угол лезвия; h - износ по задней поверхности лезвия.

Безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента:

$$M_{1,2} = (4,88 + 2,64\eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2})\beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{1,2} > 1;$$

$$M_{1,2} = (4,88 + 3,92\eta_{1,2}^{0,27} \lg \eta_{1,2})\beta^{-0,85} \text{ при } \eta_{1,2} < 1,$$

где η - безразмерная ширина среза: $\eta_1 = b/l_1$, $\eta_2 = b/l_2$; $\beta = 90^\circ - \gamma - \alpha$ - угол заострения; α - задний угол лезвия; b - ширина среза: $b = t/\sin\varphi$.

Безразмерные функции, учитывающие взаимный нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента:

$$N_{1,2} = (0,04 + 0,02 \eta_{1,2}^{0,6} \lg \eta_{1,2})B(l_2/l_1) \text{ при } \eta_{1,2} > 1;$$

$$N_{1,2} = (0,04 + 0,028 \eta_{1,2}^{0,22} \lg \eta_{1,2})B(l_1/l_2) \text{ при } \eta_{1,2} < 1,$$

где $B(l_2/l_1)$, $B(l_1/l_2)$ - табулированные функции.

Коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот детали:

$$c = 0,23 \exp[-40(0,15 - \varphi_0)^2], \text{ при } 0,001 < \varphi_0 < 0,15;$$

$$c = 0,23 \exp[-3,5(0,15 - \varphi_0)^2], \text{ при } 0,15 < \varphi_0 < 2,$$

где φ_0 - безразмерный критерий: $\varphi_0 = 4,17 \cdot 10^{-9} n a^2 / \omega_\delta$; n - частота вращения.

Температура деформации:

$$\Theta_\delta = 60 \omega_\delta k b' q_\delta / \lambda_\delta V,$$

где b' - коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку: $b' = 1 / (1 + 1,5k / \sqrt{Pe_o})$; Pe_o - безразмерный критерий Пекле: $Pe_o = 10^{-3} Va / 60 \omega_\delta \sin\Phi$; Φ - угол сдвига:

$$\Phi = \arcsin\left(\cos\gamma / \sqrt{k^2 - 2k \sin\gamma + 1}\right).$$

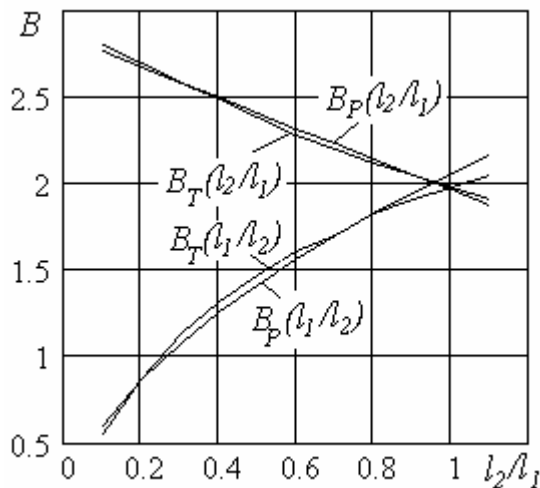
Безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации:

$$T_{\partial} = \sqrt{1 + l_2 \operatorname{tg} \Phi / 2a} - \sqrt{l_2 \operatorname{tg} \Phi / 2a}.$$

Плотности тепловых потоков от сил трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента, между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью, а также в зоне деформации q_{1T} , q_{2T} , q_{∂} соответственно:

$$\begin{aligned} q_{1T} &= 10^6 V (P_{Z0} - \sin \gamma + P_{N0} \cos \gamma) / 60 k b l_1; \\ q_{2T} &= 10^6 \sqrt{3} F V / 6 \sqrt{\pi} b l_2; \\ q_{\partial} &= 10^6 V \sin \Psi [P_{Z0} (k - \sin \gamma) - P_{N0} \cos \gamma] / 60 a b k; \\ q_{1T} b l_1 + q_{2T} b l_2 + q_{\partial} a b k &= Q, \end{aligned}$$

где $P_{Z0} = P_z - F_{mp}$ - разность тангенциальной силы резания и силы трения по задней поверхности резца; $P_{N0} = P_y - N$ - разность нормальной составляющей силы резания и нормальной силы на задней поверхности резца [1].



Риунок 2 – Графики зависимости коэффициента B от соотношения l_2/l_1 для угла заострения $\beta = 90^\circ$

Для выполнения расчетов плотности тепловых потоков q_1 и q_2 целесообразно табулированные для различных углов заострения β функции $B_T(l_2/l_1)$ и $B_T(l_1/l_2)$ [1], приведенные на рис 2, представить в аналитическом виде.

В результате аппроксимации (погрешность не превышает 5%) для коэффициента $B(l_2/l_1)$ установлена линейная зависимость, для коэффициента $B(l_1/l_2)$ – степенная. Результаты аппроксимации $B_P(l_2/l_1)$ и $B_P(l_1/l_2)$, также представленные

на рис. 2, следующие

$$\begin{aligned} B_P(l_2/l_1) &= 2,85 - 0,89(l_2/l_1); & B_P(l_1/l_2) &= 2,05(l_1/l_2)^{0,54} & \text{при } \beta = 90^\circ; \\ B_P(l_2/l_1) &= 3,43 - 0,74(l_2/l_1); & B_P(l_1/l_2) &= 2,79(l_1/l_2)^{0,57} & \text{при } \beta = 78^\circ; \\ B_P(l_2/l_1) &= 3,70 - 0,67(l_2/l_1); & B_P(l_1/l_2) &= 3,17(l_1/l_2)^{0,58} & \text{при } \beta = 72^\circ. \end{aligned} \quad (3)$$

Использование полученных зависимостей существенно упрощает решение задач по определению плотности итоговых тепловых потоков.

В результате численного решения системы уравнений (2) устанавливаются значения плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента.

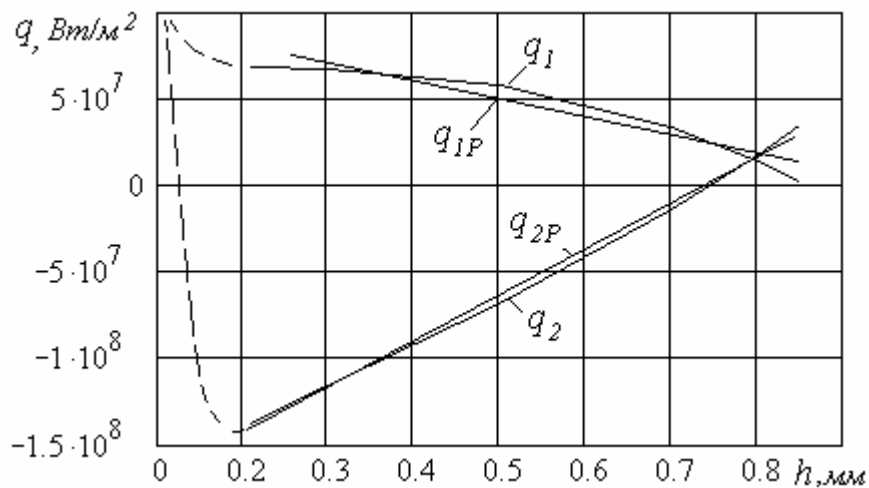


Рисунок 3 – Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента от износа по задней поверхности h

В качестве примера на рис. 3 представлены графики зависимости плотности тепловых потоков q_1 и q_2 от износа по задней поверхности h для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_s = 750$ МПа; коэффициент усадки $k = 2,0$; глубина резания $t = 2$ мм; подача $s = 0,3$ мм/об; скорость резания $v = 250$ м/мин; инструментальный материал - Т15К6; параметры резцов: углы в плане $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$; передний угол $\gamma = -7^\circ$; задний угол $\alpha = 7^\circ$; угол заострения $\beta = 90^\circ$.

В результате аппроксимации (погрешность не превышает 5% для потока q_2 и 10% для потока q_1) для практического использования в области $h > 0,2$ установлены следующие линейные зависимости:

$$q_{1P} = 9,71 \cdot 10^7 - 10^8 h; \quad q_{2P} = 2,67 \cdot 10^8 h - 2 \cdot 10^8. \quad (4)$$

Полученные зависимости также существенно упрощают решение задач по определению плотности итоговых тепловых потоков.

На рис. 3 показана типичная картина изменения плотности итоговых тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия в зависимости от износа по задней поверхности h при обработке деталей из конструкционных материалов твердосплавными инструментами. В короткий начальный промежуток времени (десятые доли секунды), оба потока направлены в тело инструмента, как показано на рис. 4 штрихпунктирной линией. Однако теплота, поступающая в инструмент с обеих контактных площадок ($q_1 > 0$ и $q_2 > 0$), постепенно прогревает режущее лезвие и плотности потоков q_1 и q_2 снижаются. При некотором значении износа инструмент прогревается настолько, что тепловой поток q_2 меняет свое направление ($q_2 < 0$), обращаясь в сторону детали, охлаждая при этом лезвие.

По мере изнашивания задней поверхности инструмента теплота,

вызванная трением на этой поверхности, возрастает. Поэтому абсолютное значение его плотности постепенно уменьшается и в некоторый момент времени тепловой поток q_2 становится равным нулю, а затем меняет знак ($q_2 > 0$). Теплота поступает в инструмент со стороны обеих контактных площадок, что приводит к существенному повышению температуры и исчерпанию ресурса режущих свойств - затуплению лезвия инструмента. Значение критического износа h_0 , при котором тепловой поток $q_2 = 0$, может быть определено из уравнения:

$$\left[(1+c)\Theta_\delta(h) + 0,142q_{1T}(h) \frac{\sqrt{\omega_\delta}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{kl_1}{V}} \right] l_1 N_1 / \left[\frac{M_1 l_1}{\lambda_u} + 0,185 \frac{\sqrt{\omega_\delta}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{kl_1}{V}} \right] \lambda_u =$$

$$= q_{2T}(h) \left[(1+c)\Theta_\delta(h) T_\delta(h) + 0,1 \frac{\sqrt{\omega_\delta}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{h}{V}} \right] \quad (5)$$

В результате численного решения этого уравнения получены значения критического износа h_{0T} для различных углов заострения β . Зависимость критического износа h_{0T} от угла заострения β , совместно с аппроксимированной прямой h_{0P} представлена на рис. 4:

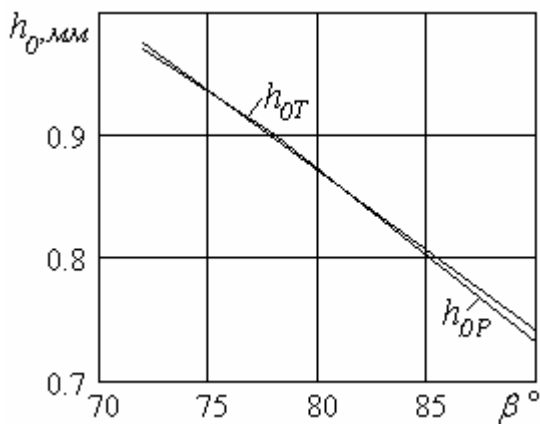


Рисунок 4 – Зависимость критического износа h_0 от угла заострения β

критического износа h_{0T} от угла заострения β , совместно с аппроксимированной прямой h_{0P} представлена на рис. 4:

$$h_{0P} = 1,91 - 0,13\beta. \quad (6)$$

Разработанное программное обеспечение позволяет выполнять указанные расчеты для любых условий эксплуатации инструмента.

На основании представленных зависимостей существенно упрощается расчет

температуры резания:

$$\Theta_P = (\Theta_1 l_1 + \Theta_2 l_2) / (l_1 + l_2). \quad (7)$$

где Θ_1 , Θ_2 - средние температуры на передней и задней поверхностях:

$$\Theta_1 = q_1 l_1 M_1 / \lambda_u + q_2 l_2 N_2 / \lambda_u, \quad \Theta_2 = q_2 l_2 M_2 / \lambda_u + q_1 l_1 N_1 / \lambda_u.$$

С учетом зависимостей (3) и (4) для приведенных ранее условий обработки установлена взаимосвязь средних температур на передней Θ_1 и задней Θ_2 поверхностях лезвия, а также температуры резания Θ_P с износом по задней поверхности, представленная на рис. 5.

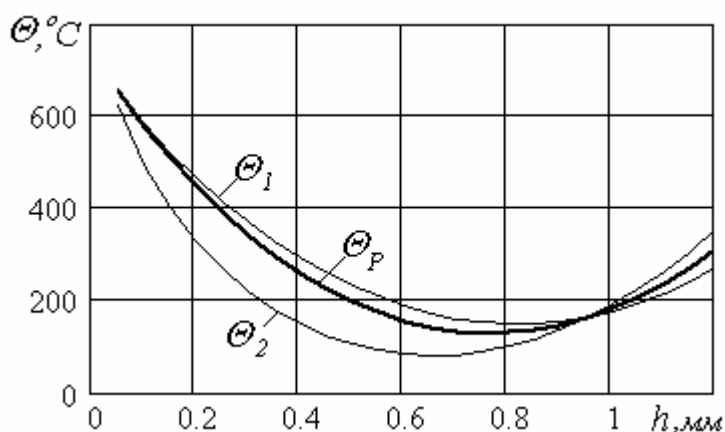


Рисунок 5 – Графики зависимости средних температур на передней Θ_1 и задней Θ_2 поверхностях лезвия, а также температуры резания Θ_p от износа по задней поверхности h

В начальный период времени при работе острым инструментом ($h = 0$) температура резания равна температуре на передней поверхности и составляет по расчету $\Theta_p = 634^\circ\text{C}$.

При увеличении износа наблюдается снижение температуры резания, так как со стороны задней поверхности действует отрицательный тепловой поток ($q_2 < 0$),

то есть происходит отток теплоты из лезвия инструмента в деталь. В дальнейшем при износе $h = 0,73$ мм тепловой поток на задней поверхности меняет знак ($q_2 > 0$) и температура резания начинает возрастать.

Таким образом, в результате проведенных исследований усовершенствована методика определения тепловых потоков зоне резания и исследована их взаимосвязь с износом по задней поверхности лезвия инструмента. Разработанная методика позволяет прогнозировать закономерности формирования тепловых потоков и температур в зоне резания на протяжении всего периода стойкости инструмента при любых параметрах процесса резания. Методика может быть использована для любых видов режущих инструментов.

Литература

- 1 Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с.
- 2 Івченко Т.Г. Аналітичне визначення температури різання в залежності від умов експлуатації ріжучого інструменту // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92. - Донецьк, ДонНТУ, 2005.- С.37-42.
- 3 Tatjana Ivchenko. Research of thermal processes and control of temperature of cutting at exploitation of a modular cutting tool // Proceedings of the 4-th international conference on advanced manufacturing technologies icamat 2005: Bucuresti / 3-4 noiembrie 2005 / ed.: Aurelian Vlase. Bucuresti: Editura Academiei Romane; 2005. – P. 507-512.

РАЗДЕЛ 2

Качество и надежность металлорежущего оборудования

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Гаков С.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПРИМЕНЕНИЕ АДАПТИВНЫХ СИСТЕМ ПРИ ОБРАБОТКЕ СЛОЖНОГО ПРОФИЛЯ НА КОЛЕСНЫХ СТАНКАХ

In the article the problems of construction of the adaptive systems for car wheel lathes are considered. The principle chart of the adaptive system is brought.

Введение

Обработка на тяжелых станках имеет особенности: повышенные силы резания, интенсивное тепловыделение, как в зоне резания, так и в подвижных узлах станка, что ведет к тепловым деформациям узлов станка; большие массы, как обрабатываемых деталей, так и узлов станка в совокупности с силами резания вызывают значительные упругие деформации; большие длины перемещений исполнительных органов, ведет к потере геометрической точности.

Особо стоит обратить внимание на процесс сложнопрофильной обработки на тяжелых станках. Характерными представителями являются прокатные валки со сложным контуром поверхности, шпиндели тяжелых станков, колесные пары подвижного состава и др.

Особенности формы и геометрической структуры сложных поверхностей обуславливают специфику технологии обработки этих деталей. Обработка таких изделий характерна ярко выраженной переменности большинства ее параметров: параметров удаляемого припуска и сечений срезаемых стружек, текущих значений геометрических параметров режущих кромок инструмента, допустимыми в текущий момент времени критическими значениями скоростей резания, подач и др., что оказывает существенное влияние на выбор технологии обработки, инструмента для ее реализации, на параметры кинематики формообразования.

Основная часть

Исследования, проведенные фирмой "Sandvik Coromant" (Швеция), показали, что общие расходы при обточке профиля поверхности катания одной колесной пары, с нерациональными глубинами резания (т.е.

превышающими высоту снимаемого слоя металла и удаляемого дефекта – ползуна или выщербины), составляют около 70 долларов США на каждый лишний миллиметр снятого металла.

Неэффективная механическая обработка колесных пар приводит к значительному превышению минимально необходимого припуска на обработку резанием, повышенному износу станочного оборудования и росту расхода режущего инструмента. Особо остро эта проблема стоит в автоматизированных системах обработки колесных пар, при токарно-копировальной многорезцовой схеме обработки.

Обеспечение высокой производительности изготовления деталей сложного профиля лезвийной обработкой сопряжено с большими трудностями. Традиционные методы решения этой задачи, такие как увеличение жесткости, применение нового инструмента, к настоящему времени уже исчерпывают себя.

Основной причиной повышения затрат на механообработку при обточке колесной пары являются поломки инструмента. Поэтому основными направлениями для уменьшения стоимости ремонтов и увеличения срока эксплуатации колесной пары являются: снятие оптимального припуска при обточке и уменьшение вероятности поломки инструмента.

Основными причинами выхода из строя инструмента являются: тяжелое термосиловое воздействие на инструмент, абразивный износ режущей пластины по передней поверхности, обработка в зоне ползуна и попадание на выщербины (рисунок 1).

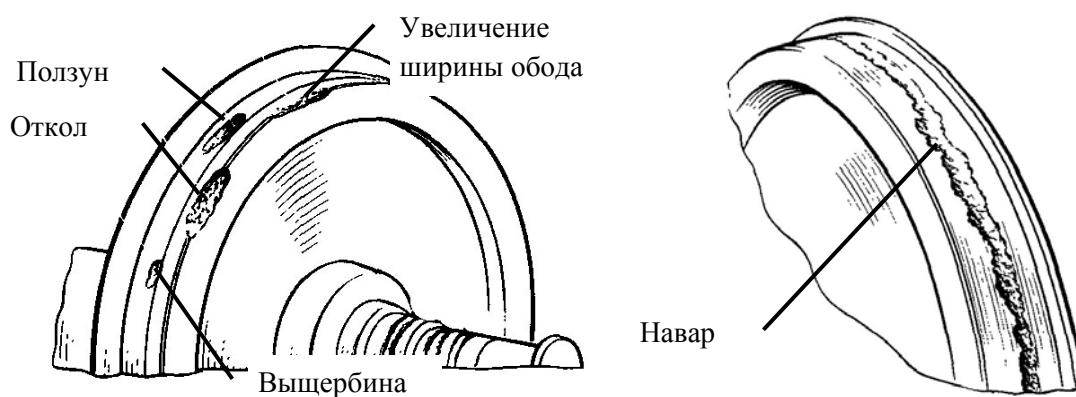


Рисунок 1 – Износ поверхности катания колесных пар

Особой проблемой является обработка ползунов и наваров. В местах возникновения ползуна значительно возрастает твердость материала. Поэтому при попадании в зону ползуна инструмент подвергается катастрофическому износу с последующей поломкой.

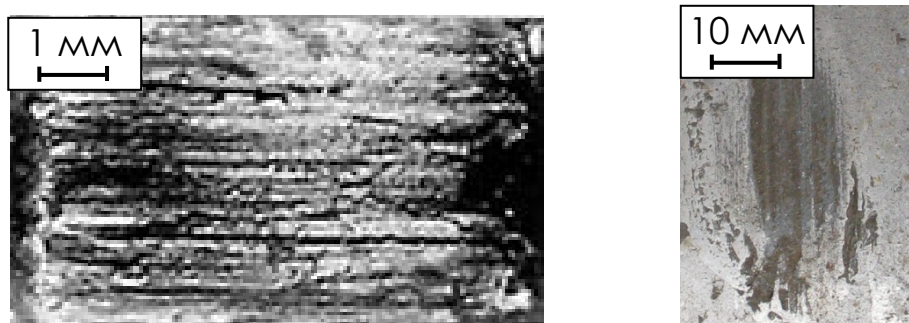


Рисунок 2 – Ползуны на поверхности катания колеса



Рисунок 3 – Поломка режущих пластин при обработке зоны ползуна

На производстве единственным методом позволяющим избежать поломки инструмента, при обработке колесной пары на копировальном колесотокарном станке является уменьшение подачи S и скорости резания V , что в свою очередь отрицательно сказывается на производительности обработки.

При обработке на копировальном колесотокарном станке, станочнику приходится постоянно отслеживать положение ползуна на ободу колеса, и в момент входа резца в зону ползуна изменять S и V . Если учесть, что обработка осуществляется в условиях непрерывного производственного процесса то станочнику довольно сложно постоянно отслеживать наличие ползуна, а тем более своевременно и верно скорректировать режимы резания.

Поэтому необходимо в автоматическом режиме идентифицировать местонахождения дефекта, его тип и оптимизировать параметры обработки. Для этих целей целесообразно применить адаптивную систему (рисунок 4).

Процесс обработки колесных пар, носит нестационарный характер, постоянно изменяется величина припуска, сечение стружки, скорость резания, а также твердость материала на поверхности катания в различных точках. Отсюда следует, что использование классической модели построения адаптивной системы [1, 2] невозможно. Классификация дефектной зоны по изменению силы, ЭДС резания, температуры и т.п. предоставляет огромную трудность, т.к. в каждом случае условия возникновения и физические свойства материала зоны дефекта различны.

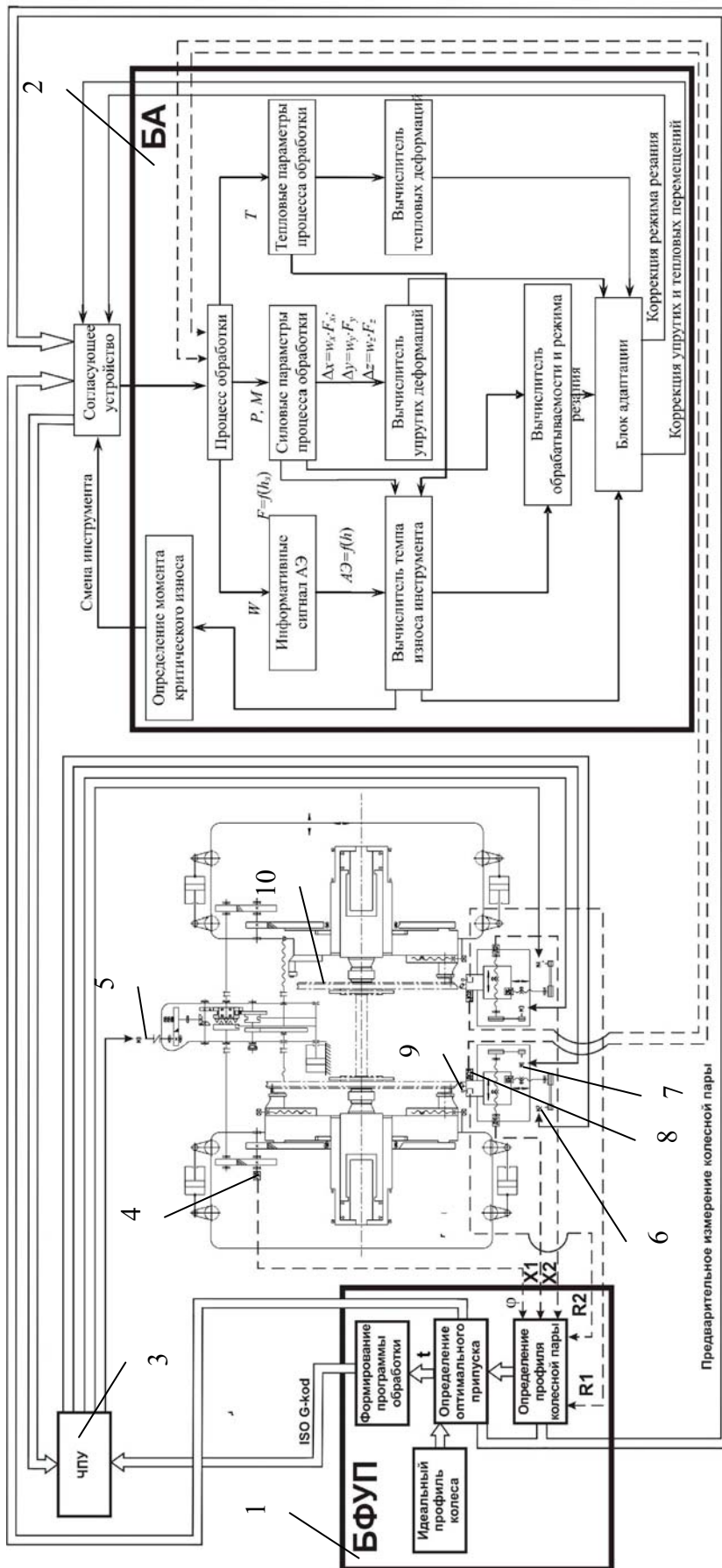


Рисунок 4 – Структурная схема адаптивной системы колесотокарного станка с ЧПУ

- 1 – блок формирования управляющей программы, 2 – блок адаптации, 3 – система ЧПУ станка, 4 – круговой фотоимпульсный датчик угла поворота шпинделя, 5 – датчик момента, 6 – датчик обратной связи координаты Z, 7 – датчик обратной связи координаты X, 8 – датчики силы и акустической эмиссии, 9 – оптическое устройство измерения профиля колеса, 10 – колесная пара

Отсюда следует, что необходимо использовать сразу несколько информационных сигналов из зоны обработки, при этом повышается информационность сигнала.

В разработанной адаптивной системы за информационные параметры были приняты силы резания, а также сигнал акустической эмиссии.

Сигнал акустической эмиссии был взят за один из информативных параметров т. к. он обладает высокой помехозащищенностью, особенно в области частот сигналов зоны резания, превышающий частоты от шумов работающих узлов станка, что обеспечивает получение надежной информации об износе инструмента, изменении свойств материала, качестве обработанной поверхности.

Однако следует отметить, что степень корреляции между параметрами АЭ и исследуемой характеристикой резания может, изменяется в широких пределах, поэтому адаптивная система учитывает изменение силы резания, так как эти параметры надежно взаимосвязаны [2].

Адаптивная система состоит из двух блоков: блока формирования управляющей программы БФУП и блока адаптации БА. С помощью БФУП перед обработкой происходит измерение колесной пары с построением 3-D модели, затем происходит ее сравнение с эталонной моделью и вычисление минимально необходимого припуска в соответствии с критерием максимума количества обточек и срезания всего дефектного слоя колесной пары, определение возможного положения дефектов. БА включается непосредственно в ходе обработки. Отслеживание происходит в реальном масштабе времени на протяжении одного полного оборота колесной пары. При подходе резца к месту дефекта БА, производит коррекцию V и S по заданному алгоритму.

Выводы

Изменения сил резания и сигналов акустической эмиссии является информативными диагностическими сигналами для управления процессом обработки деталей с переменными по геометрии и свойствам обрабатываемого материала.

Литература

- 1 Подураев В.Н. Автоматические регулируемые и комбинированные процессы резания. М., «Машиностроение», 1977, 304 с., ил.
- 2 Подураев В.Н., Барзов А.А., Кибальченко А.В. Активный контроль состояния инструмента методом акустической эмиссии. – Вестник машиностроения, 1985 №4 с. 14 – 19.
- 3 Ковалев В.Д., Гаков С.А. Синтез адаптивных систем для комплексного управления процессом сложнопрофильной обработки // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 19. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – с. 159-164.

УДК 621.7

Мельник М.С.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ СТЕПЕНИ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

The questions of choice of optimum aggregate of the guided parameters at planning of the adaptive control systems of exactness are considered. Description and results of researches of degree of influencing of different parameters of the technological system on exactness of treatment on heavy lathes is resulted.

При разработке систем адаптивного управления точностью обработки на металлорежущем оборудовании одна из важнейших задач – это задача оптимального выбора совокупности управляемых параметров. Идеальным вариантом такой системы с точки зрения максимального повышения точности является набор простейших стабилизирующих или следящих систем, каждая из которых обеспечивает заданное значение каждого отдельного параметра технологической системы. Однако на практике такой подход приводит к чрезвычайному усложнению системы, или невозможности ее практической реализации.

Для построения максимально эффективных САУ точностью, следует найти минимальную группу параметров технологической системы, адаптивное управление которыми позволило бы достичь требуемой точности обработки при минимальной сложности и затратах. Задачи такого рода решаются, как правило, путем сравнительного анализа различных вариантов структурных решений с комплексным применением различных методов сравнения. Наиболее важными исходными данными для такого анализа является степень влияния отдельных параметров технологической системы на отдельные показатели точности, что является косвенной характеристикой эффективности управления конкретным параметром технологической системы.

В области точности механической обработки было проведено большое количество исследований. Следует отметить работы Д.Н.Решетова, В.Т.Портмана, Б.М.Базрова, Б.С.Балакшина и др.. Несмотря на это на сегодняшний день не имеется четкой методики выбора управляемых параметров для САУ. Вызвано это в первую очередь тем, что степень влияния конкретного параметра на точность обработки может изменяться в очень широких пределах в зависимости от структуры технологической системы. Поэтому поставленная задача может решаться только в частном виде для конкретной технологической системы.

В данной работе были проведены исследования степени влияния различных параметров технологической системы на точность обработки при точении на тяжелых токарных станках.

Для детализации задачи данных исследований приведем перечень известных факторов, вызывающих появление погрешностей обработки для случая тяжелого токарного станка.

Геометрические погрешности (погрешности изготовления):

- продольных направляющих
- поперечных направляющих
- радиальное биение шпинделя
- торцевое биение шпинделя

Погрешности сборки

- непараллельность оси центров и продольных направляющих
- неперпендикулярность продольных и поперечных направляющих
- погрешности сборки составных станин
- непараллельность оси шпинделя и продольных направляющих

Упругие деформации

- изделия
- деталей суппорта
- шпиндельного узла
- задней бабки
- инструмента
- станины
- фундамента
- кинематической цепи привода поперечной подачи
- кинематической цепи привода продольной подачи

Тепловые деформации

- изделия
- деталей суппорта
- шпиндельного узла
- задней бабки
- инструмента
- станины
- фундамента
- кинематической цепи привода поперечной подачи
- кинематической цепи привода продольной подачи

Кинематические погрешности

- привода главного движения
- привода поперечной подачи

- привода продольной подачи

Погрешности измерительной системы ЧПУ

- координаты Z
- координаты X
- угловой координаты шпинделя

Износ режущего инструмента

В перечне не приведено явление износа узлов станка, поскольку характер его влияния на точность обработки тождественен влиянию геометрических погрешностей, следовательно оно может быть отнесено в эту же группу.

Определение механизма влияния перечисленных факторов на точность формы и размеров обработанного изделия вытекает из задач, решаемых формообразующей системой и не требует специальных исследований. В общем случае механизм образования погрешностей обработки можно сформулировать так: величина погрешности определенного вида является проекцией на направление рассматриваемого размера векторной суммы взаимных перемещений инструмента и заготовки, вызванных всей совокупностью действующих факторов.

$$\delta_k = \sum \Delta_i \cdot \cos \alpha_{ik} \quad (1)$$

где δ_k – величина погрешности по k -му параметру точности; Δ_i - перемещение инструмента относительно изделия, вызванное i -м фактором; α_{ik} - угол между направлением k -го параметра точности и вектором перемещения, вызванным i -м фактором.

То есть влияние каждого отдельного фактора на точность обработки определяется относительным перемещением инструмента и изделия, вызванным этим фактором. Таким образом, опираясь на компоновочную схему станка, можно однозначно определить, какие факторы и в какой степени будут оказывать влияние на каждый отдельный показатель точности обрабатываемого изделия.

Боле сложной задачей оказывается количественная оценка доли влияния каждого фактора в общем значении погрешности определенного вида, то есть величин, описываемых выражением:

$$\rho_{ik} = \frac{\Delta_i \cdot \cos \alpha_{ik}}{\delta_k} \cdot 100\% \quad (2)$$

Сложность состоит в том, что, во-первых, искомая характеристика является случайной величиной и может изменяться в зависимости от условий и вида обработки, а во-вторых – в невозможности в большинстве случаев практического измерения доли перемещения, вызванной рассматриваемым фактором. Решение поставленной задачи может быть

получено путем комплексного применения различных методов исследования.

Если проанализировать приведенный выше перечень факторов, вызывающих появление погрешностей обработки, то можно заметить, что перемещения практически от всех факторов являются контролируруемыми в условиях активного эксперимента, то есть могут быть измерены в искусственно созданных условиях. Следовательно, их можно оценить экспериментально для различных фиксированных условий. Кроме того, некоторые из них являются прогнозируемыми и могут быть рассчитаны с высокой точностью для определенных условий. В частности таковыми являются упругие деформации, тепловые деформации, и в определенных случаях износ режущего инструмента.

Для расчета упругих и тепловых деформаций удобно применить метод конечных элементов, учитывая возможность его автоматической реализации в среде многих универсальных и специализированных инженерных программных пакетов. Этот метод позволяет обеспечить точность расчета на уровне десятых долей процента, то есть при практическом использовании точность расчета в основном определяется степенью соответствия исходных данных для расчета и реальных условий протекания исследуемого явления. В отношении явления размерного износа инструмента различными авторами [1, 6] проведено большое число исследований, в которых показано, что изменение формы и размеров режущей части инструмента может прогнозироваться с приемлемой точностью по эмпирическим зависимостям. Такое прогнозирование возможно, в случае если природа износа обусловлена явлениями абразивного истирания, или растворения инструментального материала в материале заготовки, так как эти процессы описываются монотонными функциями от пути резания. В остальных случаях, когда износ обусловлен хрупким разрушением, пластической деформацией или адгезионным схватыванием с вырыванием частиц режущей пластины, изменение размеров инструмента носит скачкообразный характер в случайный момент времени и не может быть точно спрогнозировано. Однако последние виды износа, которые также классифицируют как внезапные отказы, принято относить к аварийным ситуациям, следовательно, они не должны иметь место в нормально протекающем процессе резания.

Таким образом, для решения задачи о вкладе различных факторов в результирующую погрешность необходимо:

- 1 Определить среднестатистические значения погрешностей по каждому виду для различных видов изделий обрабатываемых на тяжелых токарных станках.

- 2 Рассчитать значения и направления составляющих относительных перемещений, вызванные теми факторами, для которых имеются точные математические модели.
- 3 Для остальных факторов определить значения и направления, соответствующих им составляющих относительных перемещений инструмента и изделия экспериментальным методом.
- 4 Для контроля экспериментальных и расчетных данных рассчитать ожидаемую погрешность каждого вида и сравнить со среднестатистическим значением.
- 5 Рассчитать процентный вклад различных факторов в результирующую погрешность каждого вида.

Определение среднестатистических значений погрешностей по каждому виду для различных видов изделий проводилось по результатам проверки качества обработки различных изделий отделом технического контроля завода КЗТС. Для контроля были выбраны следующие изделия:

- | | | |
|---|-------------------------------------|-------------|
| 1 | Шпиндель станка мод.1836М.10 | Ø580x1475мм |
| 2 | Шпиндель станка мод. КЖ9116Ф1 | Ø560x2010 |
| 3 | Шпиндель станка мод. КЖ1832 | Ø280x1088 |
| 4 | Шпиндель правый станка мод. КЖ20ТФ1 | Ø180x1275 |
| 5 | Колонна станка мод. КЖ20ТФ1 | Ø530x1620 |
| 6 | Стойка левая станка мод. КЖ20ТФ1 | Ø320x630 |
| 7 | Цилиндр станка мод. КЖ1832 | Ø360x355 |

Все перечисленные детали обрабатывались на станке модели 1А660Ф3. Результаты расчета среднестатистических значений погрешностей по указанным изделиям приведены в таблице 1. Для уменьшения объема обрабатываемых данных, для анализа принимались точностные характеристики только наиболее ответственных размеров.

Таблица 1 – Результаты контроля точности деталей-представителей

№	Наименование параметра	Средний размер элементов, мм	Значение погрешности, мм
1	Непостоянство диаметра в продольном сечении	Ø460 L = 1150	0,04
2	Непостоянство диаметра в поперечном сечении	Ø500	0,02
3	Радиальное биение	Ø500	0,03
4	Торцевое биение	Ø460	0,02

Вторым этапом исследований является определение упругих и тепловых деформаций узлов станка методом имитационного моделирования. Важным моментом в этих исследованиях является подготовка исходных данных, так как при автоматизированном моделировании с помощью метода конечных элементов, точность результатов зависит практически только от точности и корректности исходных данных.

Общими исходными данными для расчета упругих и тепловых деформаций являются форма и размеры узлов станка, и модуль упругости материала этих узлов. Эти величины могут быть определены по рабочим чертежам соответствующих узлов и подготовлены для расчета с высокой точностью, равной или превышающей заданную точность изготовления этих узлов. Кроме того, для моделирования упругих деформаций необходимо знать значение и направление силовых нагрузок на узлы станка, а для моделирования тепловых деформаций – температурные коэффициенты линейного и объемного расширения материала этих узлов, и распределение температурного поля в объеме деталей станка. Упругие и тепловые характеристики измерены для большинства конструкционных материалов и имеются в справочной литературе. Таким образом, недостающими данными являются силовые нагрузки и распределение температурного поля. Оба эти параметра могут существенно изменяться в зависимости от условий работы, поэтому их исследование целесообразно проводить с применением статистических методов.

Исследования температурного поля станка проводилось на тяжелом токарном станке модели 1А660Ф3 во время обработки шпинделя такого же станка. Измерения температуры проводились с помощью бесконтактного инфракрасного термометра с разрешением $0,1^{\circ}\text{C}$ в нескольких точках поверхностей несущих деталей станка. В качестве исследуемых деталей были выбраны: станина и фундамент станины. Шаг сетки опорных точек выбирался на основании размеров наименьших элементов соответствующих деталей, и составлял для станины и фундамента 400мм в продольном направлении. В вертикальном и поперечном направлении точки были расположены в два ряда по каждой балке станины, то есть по 16 точек по каждой направляющей и по 16 точек по основанию каждой балки. Всего 64 точки для станины, 32 для фундамента. Точки замера температуры фундамента отстояли от башмаков станины на 100мм в поперечном направлении. Замеры температуры поверхности узлов станка проводились в следующем порядке:

- 1 Пуск станка и работа на холостом ходу в течении 1 час. для стабилизации теплового режима.
- 2 Измерение температурного поля станины непосредственно перед началом обработки.
- 3 Измерение температурного поля фундамента непосредственно после начала обработки.
- 4 Измерение температурного поля фундамента непосредственно перед окончанием обработки.
- 5 Измерение температурного поля станины непосредственно после окончания обработки.

Такой порядок был выбран, чтобы иметь возможность оперативно переместить суппорт станка и измерить температуру в точках станины, закрытых суппортом во время обработки.

Расчет тепловых деформаций по полученному температурному полю производился методом конечных элементов в программном пакете COSMOS Works. Результаты расчета показали, что наибольшая тепловая деформация имеет место в конце процесса обработки, что соответствует наибольшей неравномерности температурного поля, и составляет 12 мкм в направлении оси Устаночной системы координат. Исследование температурного поля в реальных условиях позволяет сделать еще один важный вывод. Согласно проведенным измерениям, неоднородность температурного поля станины после продолжительной работы станка (5,5 час.) с чередованием различных режимов работы даже в летнее время составляет более 10°C, а разность температур балок станины в одном поперечном сечении – 1,4...1,8°C. Очевидно, что такая неоднородность температурного поля происходит в основном за счет собственных источников тепла станка – шпиндельного узла и двигателей привода подачи. Таким образом, без применения специальных мер по теплоизоляции и теплоотводу применение термоконстантных помещений для снижения тепловых деформаций не является эффективной мерой.

Упругие деформации технологической системы были измерены при чистовом продольном точении и чистовом подрезании торца с помощью бесконтактного индуктивного датчика, предварительно оттарированого с помощью концевых мер с разрешением 1 мкм. Деформации в радиальном направлении составили 6...8 мкм, а в осевом – 5...7 мкм.

Геометрические погрешности направляющих были измерены с помощью лазерного интерферометра фирмы Hewliet Packrat в пределах габаритов деталей-представителей и составили: в продольном направлении – 24 мкм на длине 2000мм, в поперечном направлении – 4 мкм на длине 300мм

Биение шпинделя измерялось с помощью контрольной оправки и индуктивного датчика и составило в радиальном направлении 16 мкм, и 18 мкм в осевом направлении.

После расчета степени вклада каждого фактора по выражению (2) получены результаты, представленные в таблице 2.

Таблица 2

Параметр точности	степени вклада различных факторов			
	геометрические погрешности	тепловые деформации	упругие деформации	прочие
Постоянство диаметра в продольном сечении	40...60%	20..30%	10...20%	10...20%
Постоянство диаметра в поперечном сечении	70...90%	0	10...20%	5..10%
Торцевое биение	80...90%	0	5...10%	5...10%

Литература

- 1 Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986 – 336с.
- 2 Пестунов В.М. Компенсация упругой деформации технологической системы станков // СТИН. — 1999. — № 4. — 60с.
- 3 Опитц Г. Современная техника производства (состояние и тенденции). Сокр. пер. с нем. Ю.В. Найдина и И.Н. Чурина. Под ред. В.С. Васильева. М. «Машиностроение», 1975 – 280с.
- 4 Б.М. Базаров. Расчет точности машин на ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1984. – 286с.
- 5 Проектирование металлорежущих станков и станочных систем / под ред. А.С.Пронникова том 2 часть II. – М.: Машиностроение, 1995. – 320с.
- 6 Адаптивное управление станками. Под ред. Б.С.Балакшина. –М.: Машиностроение. 1973 – 662с.

УДК 621.7

Ковалев В.Д., Куриленко Я.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

The qualifying requirements to accuracy of lathes were considered in the article. The perspective ways of increasing accuracy and parametric reliability of heavy equipment are determined. Algorithms of accuracy control of heavy lathes with numerical control are developed as a result. A maximum accuracy, quality and productivity had been provided the adaptive combined system based on examined methods.

Введение

Точность – один из важнейших показателей качества машин, существенно влияющий на все критерии работоспособности их механизмов, а, следовательно, и на выходные показатели машин: быстроходность, энергетическую эффективность, материалоемкость, надежность и долговечность. Точность технологических машин в решающей степени определяет точность изделий. Повышение точности изготовления деталей на каждой из операций технологического процесса позволяет значительно повысить производительность на последующей за счет меньших отклонений припуска на обработку.

К тяжелым станкам предъявляют высокие требования по точности в связи с исключительной трудоемкостью слесарной пригонки тяжелых деталей и с ограниченностью типажа тяжелых станков, в частности не предусматривающего дифференциацию их на черновые и чистовые. Специфика обеспечения точности тяжелых станков связана с большими массами изделий и элементов несущей системы станков, большими прогибами от массовых сил, трудностями точного позиционирования, равномерных медленных перемещений и т.д. Поэтому исследования в области повышения точности станков являются актуальными в современном машиностроении.

Основная часть

Для повышения точности металлорежущего оборудования необходимо для начала определить критерии ее влияния на работу машин [1]:

- динамическая нагруженность, колебания и шум, связанные с погрешностями изготовления – неуравновешенностью и биением деталей, кинематическими погрешностями, увеличенными зазорами в сопряжениях, волнистостью;
- прочность в связи с динамическими нагрузками, распределением нагрузок в статически-неопределимых системах, использованием

- многоконтактных конструкций, условиями контактирования деталей (кромочными давлениями), концентрацией напряжений;
- потери на трение, нагрев и износ, связанные с динамическими нагрузками из-за избыточных связей в механизмах и концентрации давления, неоптимальными зазорами и состоянием поверхности;
 - надежность, связанная со всеми критериями работоспособности, их взаимным влиянием, а также начальными запасами точности;
 - быстроходность, связанная с динамическими нагрузками и нагревом;
 - материалоемкость в связи с ограничением быстроходности и дополнительными вредными нагрузками.

Требования к точности определяются необходимой выходной точностью или другими выходными показателями машин и приборов и условиями удовлетворительной работы самих деталей и механизмов. Для технологических машин основное значение имеют требования, предъявляемые к качеству изделий при заданной производительности и минимуму отходов, в частности для металлообрабатывающего оборудования – требования к точности изделий или заготовок.

Появляется острая необходимость решать сложную задачу повышения уровня изделий: на станках достигнутой в настоящее время точности изготавливать станки более высокого уровня точности.

Система расчетов точности станков позволяет построить баланс точности станка, выяснить влияние отдельных факторов на точность обработанной поверхности, определить погрешность схемы формообразования, диагностировать источники погрешности, по результатам измерения обработанных на станке деталей.

В металлорежущих станках формообразующая система обладает важной особенностью: два последовательных звена имеют в относительном движении не более одной степени свободы, что обеспечивает конструктивно неизменную систему опор для перемещения каждого звена, что, следовательно, обеспечивает точность, производительность и надежность станка в целом. При разработке основных формообразующих узлов токарного станка – шпиндельного узла и приводов продольной и поперечной подачи предъявляются очень жесткие требования, так как их геометрические погрешности должны быть меньше суммарного допуска на обработку.

В настоящее время в станках с ЧПУ управление точностью основано на измерении геометрического положения исполнительных органов датчиками обратной связи, расположенными на звеньях кинематической цепи приводов формообразующих движений, чаще всего на ходовых винтах, и поэтому, не учитывающими отклонения, обусловленные упругими и температурными деформациями элементов привода и несущих

систем, находящихся в балансе точности между датчиком и инструментом (заготовкой).

Существуют системы активного контроля [2], которые являются средством повышения точности и автоматизации обработки на станках и соответствуют понятию «регулирование размеров», однако наблюдается тенденция применения этих систем в основном для операций круглого шлифования. При токарной обработке, а тем более на тяжелых станках, широкого распространения системы активного контроля не получили, вследствие несовершенства измерительных преобразователей, влияния на них упругих и пластических деформаций, вибрации; погрешности от сил трения и износа в контакте между измерительным наконечником и деталью и др.

В соответствии с этим рассмотрим перспективные пути повышения точности тяжелых станков с ЧПУ:

1 Измерение отклонений (1) готовой детали и итерационная коррекция траекторий перемещения (2). При выполнении условия проверки точности ($\Delta \leq |\Delta|$), делаем вывод о годности детали и работаем на этой же настройке (3), в случае невыполнения проверки ($\Delta \leq |\Delta|$) – возвращаемся в начало блок-схемы (1), (рис. 1, а). Проблема расчета точности станков связана с необходимостью вывода уравнений обрабатываемых поверхностей, так как характеристики точности станка, во-первых, привязаны к конкретной обработанной поверхности и, во-вторых, различны для разных поверхностей.

2 Предварительное математическое моделирование деформации детали под силами резания, весовыми нагрузками с определением проекций отклонений по координатным управляемым осям (1) и коррекция траекторий перемещения (2). Здесь применяется блок-схема алгоритма первого метода (рис. 1,а). При выполнении условия проверки точности ($\Delta \leq |\Delta|$), делаем вывод о годности детали и работаем на этой же настройке (3), в случае невыполнения проверки ($\Delta \leq |\Delta|$) – возвращаемся в начало блок-схемы (1) и производим математическое моделирование и определение отклонений до тех пор, пока условие не будет выполнено (рис. 1, а).

3 Моделирование отклонений элементов технологической системы: исполнительных органов станка, инструмента, оснастки, детали ($1_1 \dots 1_N$), суммирование их проекций на оси координат с учетом знака ($\sum \pm$), коррекция траекторий (2) и, при условии выполнения проверки ($\Delta \leq |\Delta|$), измерение отклонений обработанной детали (3) и окончательная итерационная коррекция (4) (рис.1,б). В случае невыполнения – повторение цикла.

4 Адаптивная комплексная система (рис. 1, в), включающая:

- предварительное математическое моделирование типовых деталей и технологической системы в процессе обработки (1);

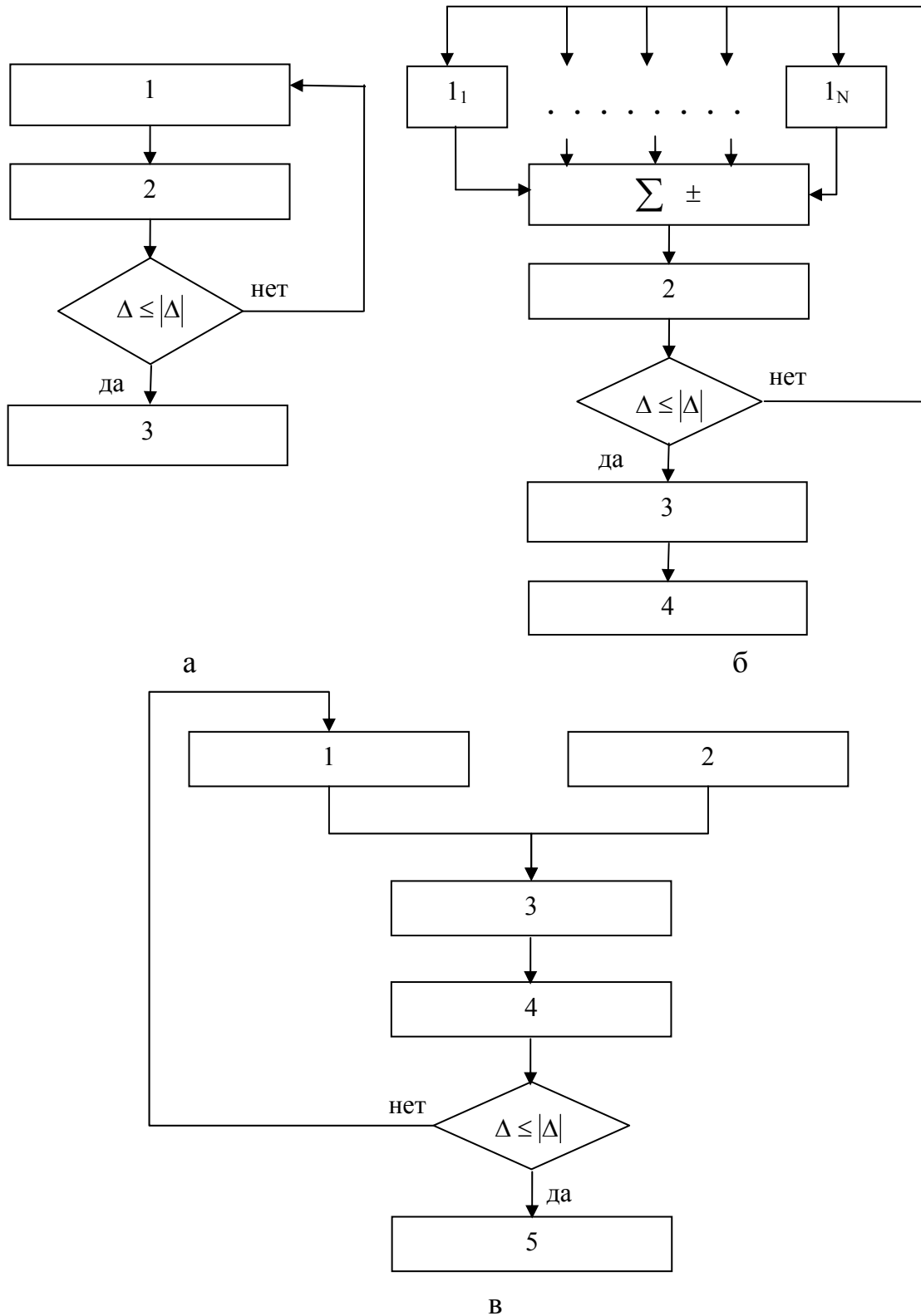


Рисунок 1 – Блок-схемы алгоритмов управления точностью тяжелых станков с ЧПУ:
 а – методом измерения погрешностей детали;
 б – за счет моделирования погрешностей технологической системы;
 в – с применением адаптивной комплексной системы.

- предварительное измерение геометрических отклонений элементов технологической системы от погрешностей, износа и др (2);
- коррекция траектории формообразующих движений (3);
- измерение сил, моментов, температур, износа инструмента, упругих деформаций элементов технологической системы, размеров обработанной детали (4) и в случае выполнения условия ($\Delta \leq |\Delta|$) итоговая коррекция траекторий формообразующих движений и режимов обработки с целью обеспечения максимальной точности, качества, производительности по алгоритмам предельного и оптимального управления. При невыполнении – возврат в начало цикла.

Под адаптивным управлением будем понимать автоматическое регулирование уровня настройки положения инструмента относительно изделия путем выдачи соответствующих подналадочных импульсов, осуществляющих компенсацию текущего смещения уровня настройки по результатам изменения размеров предыдущего обработанного изделия из условия минимизации дисперсии отклонений размеров. Самонастраивающиеся (адаптивные) системы управления должны соответствовать точностным требованиям, выполняющим автоматическую коррекцию геометрических размеров и технологическим, осуществляющим регулирование режимов обработки.

Адаптивное управление станками, использующее для совершенствования процесса информацию, получаемую в ходе обработки, открывает новые возможности получения точных изделий.

Выводы

Для токарных станков с ЧПУ наиболее перспективными являются адаптивные комплексные системы с учетом погрешностей, возникающих в результате обработки, силовых, температурных деформаций, что позволяет обеспечить максимальную точность, качество, производительность, но для этого необходимо разработать методы измерения и коррекции погрешностей технологической системы, математического моделирования деталей и технологических систем.

Литература

- 1 Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. –М.: Машиностроение, 1986. – 336с.
- 2 Волосов С.С., Педь Е.И. Приборы для автоматического контроля в машиностроении. Учебное пособие для вузов. Изд.2. М., Издательство стандартов, 1975, с.336.
- 3 Ратмиров В.А. Основы программного управления станками. – М.: Машиностроение, 1978 – 240с.
- 4 Проников А.С. Параметрическая надежность машин. Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва 2002 – 560с.
- 5 Додонов В.В., Никулин Ю.В. Факторы, определяющие точность токарного станка с ЧПУ // Известие вузов.Машиностроение / Технология и технологические машины. – 2006. – № 7.– С. 63 – 70.

УДК 621.81

Брощак І.І.

ТДТУ імені Івана Пулюя, м Тернопіль, Україна

ОБГРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ КОМБІНОВАНОЇ ЗАПОБІЖНОЇ МУФТИ

The construction and the principle of work of the combined preventive muff is resulted. Analytical dependences are shown out for determination of power and structural parameters of protective devices, which can have the practical use in a technological equipment.

Вступ

В сучасних механізмах і машинах широко застосовуються запобіжні пристрої і механізми, які забезпечують їхню довговічну та надійну роботу, а якісні показники запобіжних механізмів є визначальними в їх роботі. Тому необхідним є використання відповідного стендового обладнання, що дасть можливість детально вивчити характеристики досліджуваних пристроїв, дослідити їхню роботу при різних режимах і отримати результати для вдосконалення їхніх конструкцій.

Робота виконується в рамках прогресивних напрямків розвитку науки і техніки “Новітні і ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі України” на 2002-2006 роки.

Метою даної роботи є розрахунок та обґрунтування параметрів комбінованої муфти ,які можуть використовуватись в установках для порізки конвеєрної стрічки.

Питаннями захисту приводів від перевантаження і дослідження стендового обладнання, присвячені роботи цілого ряду авторів [1, 2, 3], однак цілий ряд питань залишається невирішеним.

Основна частина

Загальний вигляд комбінованої запобіжної муфти зображено на рисунку 1.

Комбінована запобіжна муфта складається з ведучої півмуфти 1, виконаної у вигляді втулки, яка за допомогою шліцевого кулькового з'єднання 2 зв'язана з ведучим диском 3 у верхній частині цього диска рівномірно по колу виконані пази 4, в які входять конічні ролики 5, що розміщені в сепараторі 6. З другої сторони конічні ролики 5 входять в аналогічні конічні пази 7 веденої півмуфти 8, яка встановлюється з можливістю кругового провертання на ведучій півмуфті 1. По внутрішньому діаметрі півмуфти 3 і 8 зв'язані кульками 9, кількість яких є

однаковою з кількістю роликів 5. Вони розміщені рівномірно по колу на однакових відстанях між собою тільки на різних діаметрах від центру.

Крім цього під ролики 6 і кульки 9 виконані транспортні доріжки відповідно 10 і 11. Така компоновка зменшує радіальні розміри півмуфи і покращує її роботу в режимі перевантаження.

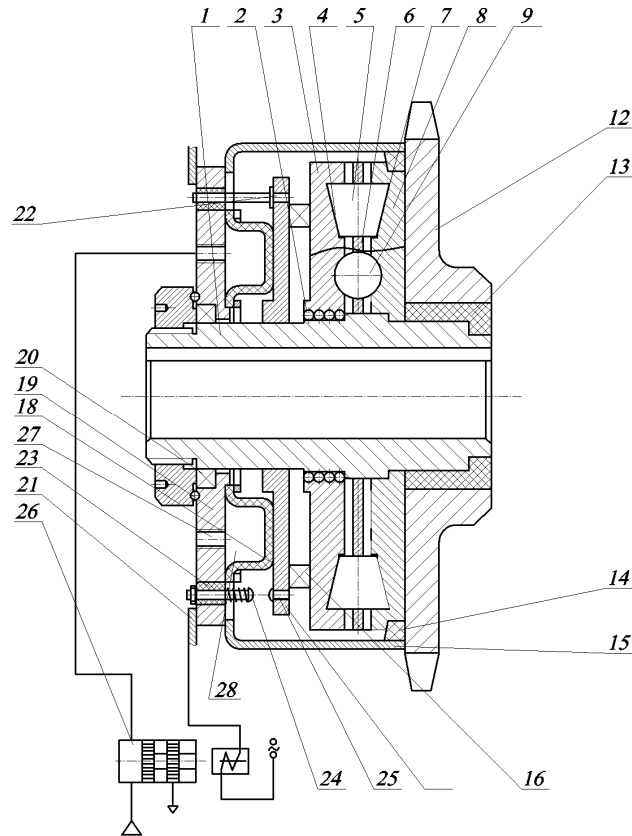


Рисунок 1 – Комбінована запобіжна муфта

Для зменшення тертя в режимі перенавантаження зірочка 12, яка жорстко з'єднана з веденою пів муфтою 8 встановлена на антифрикційну втулку 13.

Для захисту механізму від вологи і абразивного забруднення використовують ущільнення 14 і кожух 15.

Ведучий диск 3 підтиснутий в осьовому напрямку через підшипник 16 і притискний диск 17 пневматичною камерою 18, яка жорстко прикріплена до корпусу 19.

Останній встановлений на ведучій пів муфті 1 з лівого кінця за допомогою радіально-упорного підшипника 20 і зафіксований від переміщення за допомогою важеля 21.

Притискний диск 16 має можливість осьового переміщення, а від провороту зафіксований штирем 22, який одним кінцем запресований у притискному диску 17, а другим зв'язаний з корпусом 19 посадкою

ковзання. На корпусі 19 в ізоляторі 23 закріплено підпружинений електроконтакт 24, напроти якого в притискному диску 17 через ізолятор 22 запресований другий електроконтакт 25. Через контакти 24 і 25 підключено електричне живлення електромагнітного золотника 26 через який крізь отвір 27 подається стиснуте повітря в пневмокамеру 18.

Для нормальної роботи муфти необхідно, щоб стиснуте повітря потрібного тиску через електромагнітний золотник 26 крізь отвір 27 поступає в пневматичну камеру 28, створюючи зусилля підтиску муфти 8. Регулювання величини моменту кручення здійснюється регулюванням величини тиску повітря.

Робота муфти здійснюється наступним чином. Крутний момент передається з ведучої півмуфти 1 через ведучий диск 3 конічні ролики 5, кульки 9 на ведену півмуфту 8 і зірочку 12. При перевантаженні півмуфта 8 зупиняється і конічні ролики 5 та кульки 9 виштовхуються з пазів веденої півмуфти, внаслідок чого відбувається стискування пневматичної камери 28 і осьове переміщення ведучого диска 3 разом із сепаратором 6 і притискним диском 17. Контакт 24 притискного диска 17 замикається з контактом 25 вмикаючи електромагнітний золотник 26, який відключає подачу стиснутого повітря в пневмокамеру камеру 28 одночасно з'єднуючи отвір 27 з атмосферою, внаслідок чого тиск в пневмокамері падає і відбувається роз'єднання кінематичного ланцюга – конічні ролики 5 і кульки 9 з веденою півмуфтою 8, тобто відбувається вільний проворот ведучого диска 3 разом з кульками 5 і сепаратором 6. Вихід із зачеплення роликів 5 і кульок 9 з пазів веденої півмуфти 8 дозволяє пробуксовувати затискному пристрою без ударів і шуму, внаслідок чого підвищується ресурс роботи механізму, зниження динамічних навантажень на привід, підвищується чутливість муфти, а величина круглого моменту, який передається за рахунок сил тертя, зменшується. В електроланцюг контактів 24 та 25 в разі потреби підключається сигналізація, яка попереджує про виникнення перевантаження в силових передачах механізму.

До переваг пристрою відносяться підвищення навантажувальної зменшення ударних навантажень, безшумність при роботі і, відповідно, підвищення надійності і довговічності

Крутний момент, що передає пара контакту даного захисного пристрою можна знайти за відомою залежністю [1]

$$T_{кр} = F_k R, \quad (1)$$

де F_k – колова сила в зачепленні; R – радіус розміщення тіл кочення по периметру сепаратора.

Співвідношення між коловою силою і зусиллям підтиску пневмокамерою тіла кочення до поверхні лунки

$$F_{ни} = F_k [tg(\alpha - \rho) - 2Rf_T], \quad (2)$$

де α – кут між напрямком дії колової сили і нормаллю від точки контакту тіла кочення з поверхнею лунки; ρ – кут тертя між тілом кочення і спряженою поверхнею лунки; f_T – коефіцієнт тертя між елементами півмуфти.

Відповідно колова сила в зачепленні рівна

$$F_{\kappa} = \frac{F_{nn}}{\operatorname{tg}(\alpha - \rho) - 2Rf_T}. \quad (3)$$

Для даної конструкції захисного пристрою силу тиску пневмокамери можна визначити за формулою

$$F_{nn} = pS_{on}, \quad (4)$$

де p – тиск у пневмокамері; S_{on} – опорна площа пневмокамери.

Опорна площа пневмокамери рівна

$$S_{on} = \pi(R_{n2}^2 - R_{n1}^2), \quad (5)$$

де R_{n1} , R_{n2} – радіуси умовно описаного кола відповідно по крайніх нижніх і верхніх точках контуру пневмокамери.

Колова сила в парі контакту буде рівна

$$F_{\kappa1} = \frac{p\pi(R_{n2}^2 - R_{n1}^2)}{\operatorname{tg}(\alpha - \rho) - 2Rf_T} \quad (6)$$

Дану залежність можна використати при обчисленні колової сили в парі контакту кулька-лунка, але оскільки дана конструкція муфти містить комбіновані елементи пар контакту то для пари контакту ролик-лунка радіус розміщення тіл кочення рівний

$$R = 0,5(R_1 + R_2), \quad (7)$$

де R_1 , R_2 – радіуси розміщення крайніх точок роликів.

Відповідно колова сила в парі контакту ролик-лунка буде рівна

$$F_{\kappa2} = \frac{p\pi(R_{n2}^2 - R_{n1}^2)}{\operatorname{tg}(\alpha - \rho) - 2f_T \left(\frac{R_1 + R_2}{2} \right)}, \quad (8)$$

Крутний момент, що сприймає муфта із комбінованими парами контакту рівний

$$T_{\kappa p} = z(T_{\kappa p1} + T_{\kappa p2}), \quad (9)$$

де $T_{\kappa p1}$, $T_{\kappa p2}$ – відповідно крутні моменти в парах контакту кулька-лунка і ролик-лунка; z – кількість пар контакту.

Кут α між напрямком дії колової сили і нормаллю від точки контакту кульки з поверхнею паза буде змінюватись за наступною залежністю

$$\alpha_1 = \arcsin\left(\frac{r_{\kappa} - h_n}{r_{\kappa}}\right), \quad (10)$$

де r_k – радіус кульки; h_n – глибина лунки.

Для пари контакту ролик-лунка залежність зміни кута α можна представити у наступному вигляді

$$\alpha_2 = \arcsin\left(\frac{r_{p.\max} - h_{n.\max}}{r_{p.\max}}\right), \quad (11)$$

де $r_{p.\max}$ – максимальний радіус ролика; $h_{n.\max}$ – максимальна глибина лунки.

Відповідно крутний момент, що сприймає муфта із комбінованими парами контакту можна розрахувати за наступною залежністю

$$T_{кр} = z\rho\pi(R_{n2}^2 - R_{n1}^2) \left[\frac{R}{\operatorname{tg}\left(\arcsin\left(\frac{r_k - h_n}{r_k}\right) - \rho\right) - 2Rf_T} + \frac{\left(\frac{R_1 + R_2}{2}\right)}{\operatorname{tg}\left(\arcsin\left(\frac{r_{p.\max} - h_{n.\max}}{r_{p.\max}}\right) - \rho\right) - 2f_T\left(\frac{R_1 + R_2}{2}\right)} \right], \quad (12)$$

Висновки

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1 Запропоновано нову конструкцію комбінованої запобіжної муфти підвищеної навантажувальної здатності, яка може мати широке використання в машинобудуванні.

2 Виведені аналітичні залежності для визначення силових і конструкційних і дані практичні рекомендації виробництву.

Література

- 1 Малащенко В.О. Муфти приводів. Львів, Нац.університет "Львівська політехніка". 2006, 195 с.
- 2 Поляков В.С., Барабаш И.Д., Ряховский О.А.Справочник по муфтам. Л., 1979.
- 3 Комаров М.С. Динамика машин и механизмов. М.: Машиностроение, 1969. -341с.
2. Вейнц В.Л. Динамика машинных агрегатов. Л.: Машиностроение, 1969. -368с.

УДК 621.7

Бабин О. Ф., Ковалев В. Д.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ НАПРАВЛЯЮЩИХ СКОЛЬЖЕНИЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ

The analysis of dynamic characteristics of different types of heavy machine-tools ways is resulted. Perfection of ways construction for providing the exactness of positioning is executed.

Цель работы

Анализ динамических характеристик различных типов направляющих тяжелых станков и совершенствование конструкции направляющих для обеспечения точности позиционирования.

Введение

Точность формообразующих движений в тяжелых станках на пятьдесят и более процентов зависят от направляющих. Задача обеспечения устойчивого движения узлов приобретает особую актуальность при автоматическом позиционировании в станках с ЧПУ. Традиционная конструкция направляющих при малых скоростях перемещения и больших нагрузках приводит к неравномерности движения, что снижает качество обрабатываемой поверхности. Для преодоления этого недостатка приходится повышать требования к мощности и жесткости привода и иногда применять направляющие качения. Вместе с тем, направляющие скольжения имеют целый ряд преимуществ, таких как: высокая контактная жесткость, хорошие демпфирующие свойства, высокая точностная надежность и долговечность. Кроме того, новые материалы и, в особенности, новые смазки позволили значительно улучшить характеристики трения и повысить износостойкость направляющих скольжения.

Таким образом, в тяжелых станках направляющие играют большую роль, так как объединяют различные элементы конструкции, позволяя увеличить или снизить массу подвижных частей, чувствительность системы привода перемещения по осям и вибропоглощающую способность массивной станины.

Вопросы работы, проектирования и расчета направляющих скольжения рассмотрены рядом авторов, которые оценивали динамические характеристики процессов трения и повышения точности позиционирования. Это Кудинов В. А., Равва Ж. С., Орликов М. Л., Пуш

В. Э., Г. Опитц, Вейц В. Л. и другие. В работах этих авторов даются также рекомендации по управлению режимом работы приводом и приводятся конструкции приводов малых перемещений, обеспечивающих равномерность и точность этих перемещений.

В связи с изложенным в работе ставилась задача исследовать устойчивость процесса трения в направляющих тяжелых станков, которая в значительной степени влияет на производительность и точность обработки, особенно для станков с ЧПУ. Второй задачей является описание некоторых рекомендаций авторов, посвященных совершенствованию конструкции направляющих тяжелых станков.

Основная часть

Трение в направляющих представляет собой замкнутую динамическую систему. Представление о трении как о деформировании поверхностного слоя и смазки позволяет рассматривать структуру этой системы. Сопротивление деформированию или сила трения изменяется в процессе деформирования, так как происходит изменение напряженного состояния и механических свойств материалов. Это в свою очередь ведет к изменению напряженного состояния. Практически важной оказывается связь через изменение механических свойств с температурой, определяемой тепловыделением при деформировании. Трение, как элемент динамической системы, может оказаться неустойчивым. Внешне это выражается в возникновении наростообразования и в повышенном износе. Обычно наростообразование имеет место при малых скоростях и достаточных давлениях. При наличии гидродинамического эффекта кроме этой области может существовать другая – при высоких скоростях, связанная с потерей несущей способности смазки в результате действия тепла.

В зависимости от особенностей упругой системы станка и процесса трения при заданных режимах работы трущей пары рассматриваемая одноконтурная система может быть весьма многообразной (рисунок 1).

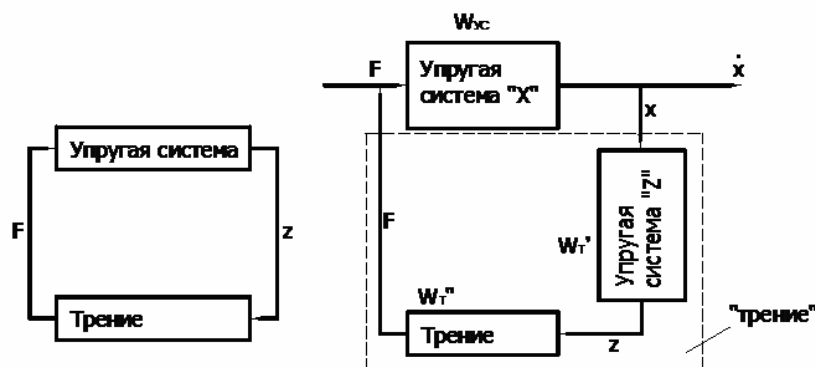


Рисунок 1 – Одноконтурная динамическая система трения

Это многообразие определяется различием видов связи между трением и упругой системой, различием видов внутренних связей каждого элемента, как системы с несколькими степенями свободы и, наконец, собственной устойчивостью каждого элемента.

Практически важными являются простейшие виды одноконтурной системы «трение - упругая система», связь между элементами которой осуществляется через координату и силу. Контуры связи отличаются между собой только характером внутренних связей упругой системы, имеющей две степени свободы.

Контуры связи можно разделить на три группы:

- 1 с упругой связью (координатной);
- 2 со скоростной связью;
- 3 с инерционной связью.

Система с упругой связью представлена на рисунке 2. Эта система встречается в станках довольно часто. Условием ее существования является несовпадение векторов упругих сил с вектором сил трения. В этом случае деформация упругой системы в направлении действия силы трения вызывает деформацию в других направлениях, что влечет за собой изменение нормального давления, то есть изменение силы трения. Такое положение возникает при смещении оси приводного упругого элемента (например, реечной передачи) по отношению к равнодействующим сил трения.

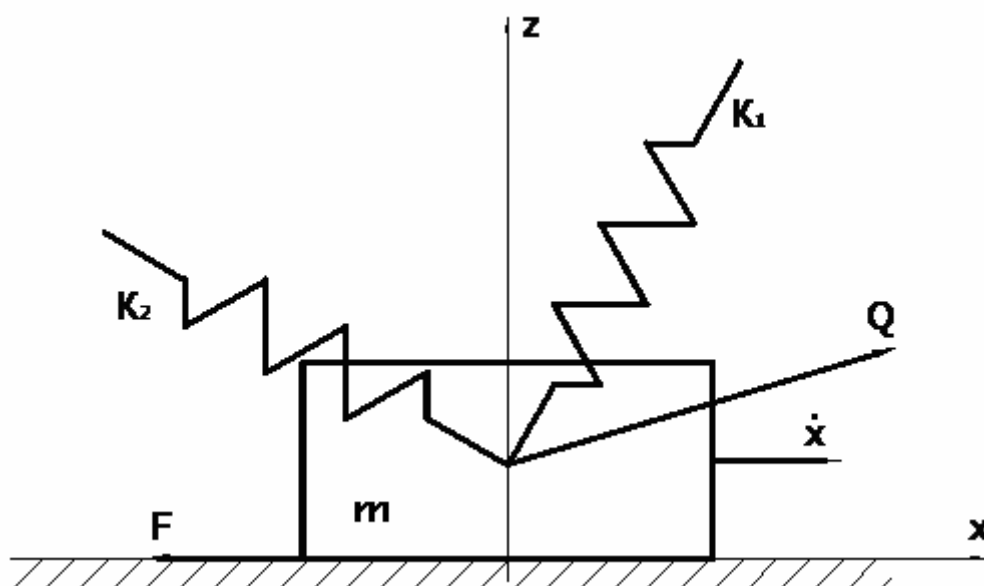


Рисунок 2 – Схема системы с упругой связью.

Система со скоростной связью представлена на рисунке 3.

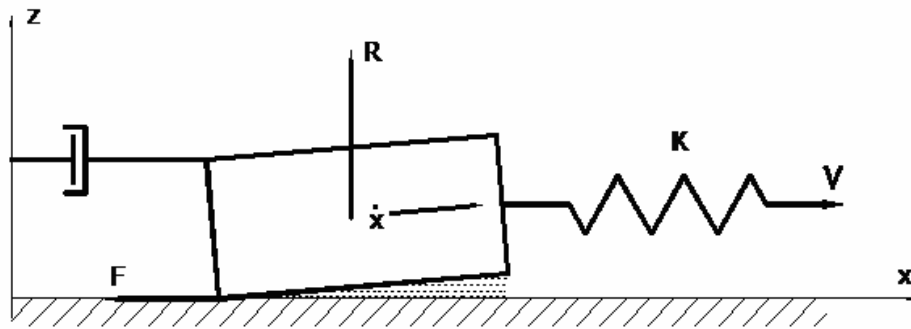


Рисунок 3 – Схема системы со скоростью связью

Эта система может возникать при смешанном и гидродинамическом трении и является одной из наиболее распространенных в станках. Скоростная связь между обобщенными координатами упругой системы создается гидродинамической подъемной силой R масляного слоя, которая возрастает с увеличением скорости скольжения. Статическая характеристика контура, принимая за характеристику смешанное «трения», является «падающая» характеристика трения, определяемая характеристикой режима работы направляющих смешанного трения $\lambda = \frac{\mu v}{p}$, где μ - динамическая вязкость смазывающего вещества, v - скорость рабочего органа, p - удельное давление в направляющих.

Динамическая характеристика «трения» является функцией параметров упругой системы.

Система с инерционной связью представлена на рисунке 4. Система этого типа возникает в станках имеющих узлы с большим смещением центра тяжести от направляющих, например, стойки тяжелых фрезерных станков, задние бабки тяжелых токарных станков.

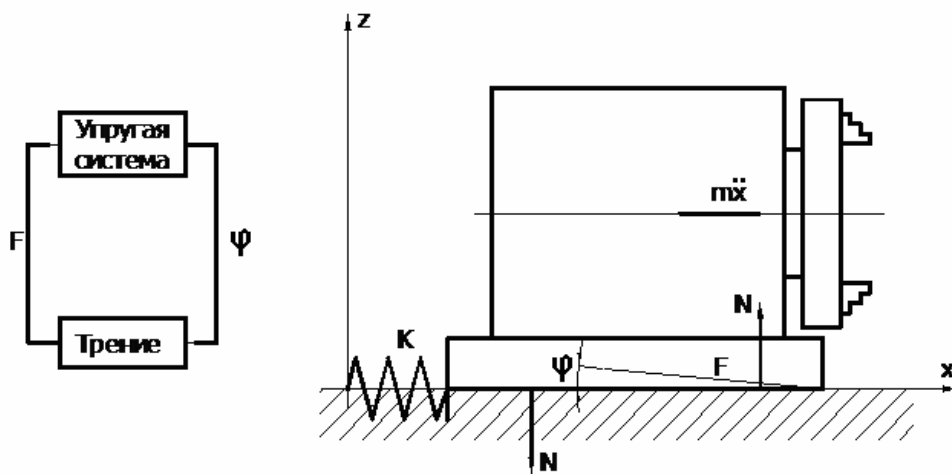


Рисунок 4 – Схема системы с инерционной связью

Как показано в работе [1] динамическая модель системы с трением с двумя степенями свободы и в линейной постановке может быть описана следующей системой уравнений

$$\begin{aligned}m\ddot{x} + \beta_x \dot{(x-v)} - k_x(x_0 + vt - x) &= -k_T z_H; \\m\ddot{z} + \beta_z \dot{z} + k_z z &= -k_v \dot{x},\end{aligned}$$

где $k_T = \frac{F_1}{z_H}$ – статическая характеристика системы с упругой связью (по контактной деформации);

$k_v = \frac{F_2}{\dot{x}}$ – статическая характеристика системы со скоростной связью (по гидродинамической составляющей);

v – скорость задающего устройства;

β_x и β_z – соответственно коэффициенты затухания в приводе и направляющих по осям x и z ;

x_0 – начальная деформация в момент трогания при силе трения покоя;

F_1 и F_2 – две составляющие силы трения, соответственно пропорциональные контактным деформациям и скорости скольжения, причем $F_1 + F_2 = F$

Как видно из уравнений три группы контуров связи динамической системы трения хорошо корреспондируются с тремя составляющими левых частей уравнений. Как следует из вышеизложенного, повышение плавности перемещения рабочих органов станков должно осуществляться двумя путями:

- 1 повышением собственной устойчивости, стабилизацией элементов динамической системы станка (трения, резания, упругой системы, привода);
- 2 устранение или ослабление связей системы: для контура «трение – упругая система», это означает устранение или ослабление координатной (упругой), скоростной (гидродинамической) и инерционной связей.

Рекомендации по повышению устойчивости процесса трения

- 1 Повышение собственной устойчивости процесса трения за счет устранения наростообразования на поверхности трения путем:
 - выхода из области скоростей скольжения и контактных давлений, при которых возникают наростообразования, например, за счет разгрузки направляющих;

- применение смазки веществами, дающими прочную пленку с низкой теплопроводностью. Так подбором соответствующего поверхностно-активного вещества (ПАВ) можно увеличить толщину граничного слоя и его сопротивление утоньшению и создать условия для локализации сдвига в полимолекулярном граничном слое;
- использование металлоплакирующих смазок на базе медного порошка. Следует отметить, что при этом не образуется нарост на передней поверхности контакта и реализуется эффект безизносности;
- очистка поверхностей трения и смазочного вещества от продуктов износа;

2 Повышение устойчивости системы в целом:

- устранением или ослаблением связей в одноконтурной системе «трение – упругая система»;
- при скоростной связи уменьшением критической характеристики режима работы $\lambda_{кр}$ [2] за счет: улучшением качества поверхности направляющих; повышением давления смазывающего материала, применением масел большей вязкости; снижением фактической нагрузки за счет применения разгружающих устройств; применением осциллирующих подач;
- при координатной связи: изменением ориентирования осей жесткости упругой системы для обеспечения максимальной устойчивости; общим повышением жесткости; максимально возможным совмещением векторов равнодействующих сил трения и упругих сил привода за счет правильного расположения приводного элемента по отношению к направляющим;
- при инерционной связи: устранением условий заклинивания за счет изменения соотношения между смещением центра тяжести узла и длиной его направляющих; смещением реактивного момента в направляющих относительно центра жесткости для уменьшения возможного поворота узла относительно направляющих [3]; изменением соотношения между собственными частотами угловых и поступательных колебаний узла путем изменения соотношения между его массой и моментом инерции, а также между соответствующими жесткостями.

3 Повышение устойчивости системы «трение – упругая система» путем воздействия на отдельные элементы системы, независимо от вида контура связи.

По упругой системе:

повышение общей жесткости системы без создания условий возникновения координатной связи и уменьшения демпфирующей способности; увеличение демпфирующей способности системы путем использования трения в стыках упругой системы даже при некотором снижении жесткости, не оказывающем влияния на точность перемещения узла; увеличение демпфирующей способности за счет применения специальных демпфирующих устройств [4].

По процессу:

Уменьшение коэффициента трения путем применения соответствующих пар трения и смазки с высокими свойствами граничной пленки [5], применения искусственно создаваемых вибраций высокой частоты [6].

Выводы

I. Основным способом воздействия на степень влияния того или иного вида трения (сухого, граничного или жидкостного) является изменение сближения поверхностей и изменение количества смазочного материала.

Из гидродинамической теории следует:

- 1 Гидродинамическая подъемная сила, являясь функцией скорости скольжения, создает связь между обобщенными координатами упругой системы.
- 2 Эта связь определяет собой возникновение скоростной статической характеристики в форме так называемой «падающей характеристики трения», которая является характеристикой замкнутого контура связи «трение – упругая система».
- 3 В динамике эта характеристика существенно зависит от параметров упругой системы: жесткостей, масс, моментов инерции и др. и от величины связи, то есть от гидродинамического эффекта.
- 4 Гидродинамический эффект изменяет область возникновения неустойчивого трения.

II. Статические и динамические характеристик трения скольжения как элемента динамической системы станка, определяются суммированием характеристик граничного и жидкостного трения. В общем случае это будет сумма сил сопротивления деформированию твердого и вязкого материала с учетом воздействия их упругих систем друг на друга.

III. Наивысшую точность положения и траектории перемещения подвижных узлов при малых скоростях скольжения имеют адаптивные гидростатические направляющие (опоры) с отслеживанием траектории по идеальной поверхности [7], а также использование эффекта избирательного перекоса [5].

IV. Авторы разработали ряд способов и устройств, которые позволяют повысить устойчивость работы направляющих тяжелых станков и повысить точность позиционирования подвижного узла [3, 4, 8].

Литература

- 1 Ковалев В. Д., Бабин О. Ф. Динамическая устойчивость направляющих тяжелых станков. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Краматорськ. – 2003 р., № 14, с. 62-67.
- 2 Бабин О. Ф., Ковалев В. Д. Повышение устойчивости процесса трения в направляющих тяжелых станков. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Краматорськ. – 2002 р., № 12, с. 89-92.
- 3 Авторское свидетельство № 1815111, Б. И. № 18, 1993 г. Способ гидроразгрузки направляющих подвижного узла / Бабин О. Ф., Ковалев В. Д., Солодун О. И.
- 4 Патент Украины № 25800А, 1998 г. Глубококорасточной станок / Бабин О. Ф., Ковалев В. Д., Семикозенко В. К., Рьжов Д. Ю.
- 5 Ковалев В. Д., Бабин О. Ф. Использование эффекта безизносности в узлах тяжелого глубококорасточного станка. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Донецк. – 2002 г., № 20.
- 6 Патент Украины № 62204А. Бюл. № 12, 2003 г. Суппорт токарного станка / Ковалев В. Д., Бабин О. Ф., Гаков С. А.
- 7 Ковалев В. Д., Бабин О. Ф., Донченко А. Н. Обеспечение точности тяжелых станков с помощью систем автоматического управления. Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск. – 1999г., №9.
- 8 Патент Украины № 40072А Бюл. № 6, 2001 г. Способ повышения точности работы направляющих и устройство его исполнения. / Ковалев В. Д., Бабин О. Ф., Мельник М. С.
- 9 Кудинов В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967, 359 с.

УДК 621.791.75.042

Малыгина С.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В СТАНКОСТРОЕНИИ

The article is devoted to question of development of theoretical and technological bases of coverage creation for defense of metallic construction from their stinging by molten drips of electrode metal.

Введение

Сварные конструкции в станкостроении находят широкое применение взамен литья. Изготавливаются сварные конструкции базовых деталей станков: станин, колонн, тумб, оснований и т.д. При сварке этих металлоконструкций открытой дугой одна из наиболее трудоемких операций – очистка деталей от расплавленных электродных брызг, которые прочно сцепляются с поверхностью основного металла. На защиту одного погонного метра шва, выполненного штучными электродами, приходится 20-25% трудоемкости всего процесса, а при автоматической и полуавтоматической сварке в углекислом газе – 30-40% [1] наиболее простым технологическим приемом, позволяющим уменьшить вероятность прилипания брызг и облегчить их удаление с поверхности металла, является нанесение на нее защитных покрытий [2]. При выборе рациональной рецептуры состава защитного покрытия, позволяющей надежно предохранить металлические поверхности от поражающего воздействия брызгонесущей среды в условиях длительных термических возмущений, вносимых в исходное состояние материалов покрытия, должна быть учтена необходимость обеспечения удовлетворительного качества получаемых сварных соединений.

Основная часть

Цель работы – оценить влияние защитных покрытий на технологию электродуговой сварки конструкционных сталей, используемых в станкостроении. Исследование влияния защитных покрытий на формирование шва и свойства сварных соединений проводили на прокате толщиной 10-12 мм из стали ВстЗсп. Защитные покрытия наносили на свариваемые пластины, поверхность и торцы которых были

предварительно очищены дробеструйной обработкой от окалины, ржавчины и других загрязнений. Толщину покрытия изменяем в пределах 10-50 мкм. Сварку производили в углекислом газе проволокой Св-08Г2С диаметром 2-4 мм на постоянном токе обратной полярности на наиболее жестких режимах для данного способа сварки. При исследовании влияния защитных покрытий задавали фиксированные значения тока с соответствующим напряжением и определяли скорости сварки, при которых не возникают дефекты формирования шва. Выбранная оценка допустимой скорости в зависимости от количества покрытия, попадающего в шов, а не от толщины слоя покрытия, позволяет рассчитывать режимы сварки применительно к конкретному соединению (угловому или тавровому с покрытой или не покрытой кромкой и др.).

На рисунке 1 представлены данные о влиянии на режимы сварки защитных покрытий [3]. Полученные зависимости свидетельствуют о том, что удовлетворительное формирование швов может быть обеспечено лишь при определенных скоростях сварки, хотя и достаточно высоких. При увеличении количества защитного покрытия в шве и уменьшении тепловой мощности дуги допустимые скорости снижаются.

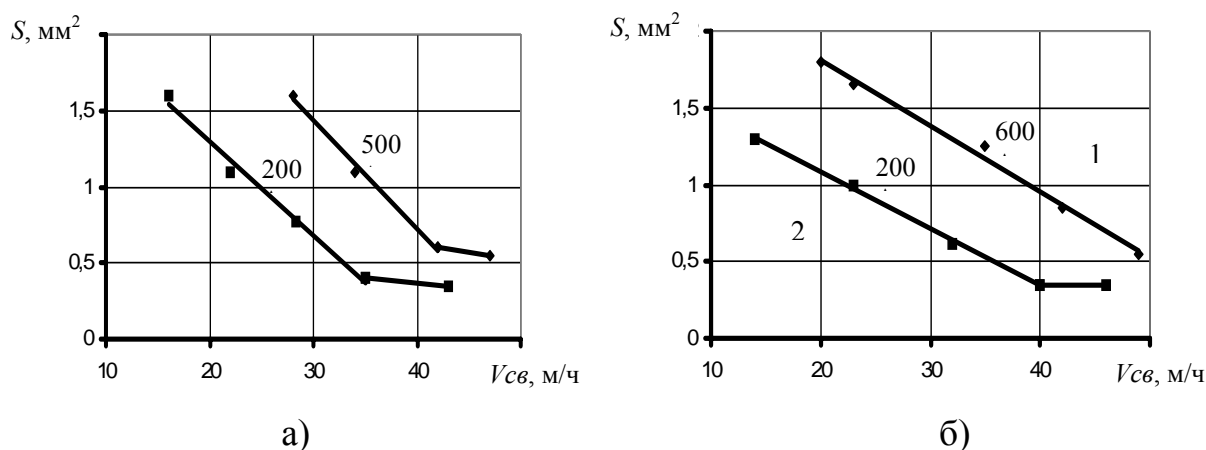


Рисунок 1 – Допустимые скорости $V_{св}$ при сварке металла: с защитным покрытием I толщиной 30 мкм (а); с защитным покрытием II толщиной 40 мкм (б) (1 – удовлетворительное, 2 – неудовлетворительное формирование шва, поры).

Указанная зависимость характерна для всех исследованных защитных покрытий, вне зависимости от причин, вызывающих ограничение скорости сварки. Этими причинами главным образом являются пористость швов, неудовлетворительное их формирование, а также возникновение горячих трещин, располагающихся по оси шва [4].

Для всех исследованных покрытий вне зависимости от скорости сварки максимально возможное количество покрытия, попадающего в шов (площадь ее поперечного сечения, приходящаяся на шов), при котором

дефекты еще не возникают - составляет 2,0-2,5% площади поперечного сечения шва. В связи с этим защитные покрытия оказывают влияние главным образом лишь на качественное формирование швов с площадью поперечного сечения менее 25-30 мм², что соответствует минимально возможному катету угловых швов 7-8 мм. Качественные швы с площадью поперечного сечения более 25-30 мм² при сварке в углекислом газе получить не удастся без удаления защитного покрытия со свариваемых кромок. При выполнении швов большого сечения дефекты не образуются.

Зависимости, представленные на рисунке 1 (до их криволинейной части), определяющие допустимую скорость сварки $V_{св}$ (м/ч) от сварочного тока $I_{св}$ и площади поперечного сечения защитного слоя S , попадающего в сечение шва, для всех исследованных покрытий можно представить в виде уравнения:

$$V_{св} = b_0 + b_1 I_{св} - b_2 S, \quad (1)$$

где $S = \delta l$; δ - толщина слоя защитного покрытия, мм; l - протяженность слоя защитного покрытия в поперечном сечении шва, мм; b_0 , b_1 , b_2 - коэффициенты, изменяющиеся в зависимости от марки покрытия (таблица 1).

Таблица 1 - Коэффициенты уравнения (1) в зависимости от марки защитного покрытия

Марка защитного покрытия	Коэффициенты уравнения (1)		
	b_0	b_1	b_2
1	30,91	0,03953	14,81
2	38,74	0,04438	24,55
3	28,97	0,05069	17,66

Для защитного покрытия I уравнение допустимой скорости сварки, действительное при расчетах скоростей выполнения швов с количеством защитного покрытия, достаточно близким к предельно допустимому (2,0-2,5% площади поперечного сечения шва, составляющего 25-30 мм²), имеет следующий вид (см. таблицу 1):

$$V_{св} \leq 30,91 + 0,03953 I_{св} - 14,81 S \quad (2)$$

Например, при требуемом катете шва 7мм, глубине проплавления 6мм, толщине защитного слоя 30мкм ($S = 0,78\text{мм}^2$) и сварочном токе 500А допустимая, т.е. предельная скорость сварки составляет:

$$V_{св} \leq 30,91 + 0,03953 \cdot 500 - 14,81 \cdot 0,78 = 39 \text{ м/ч} \quad (3)$$

При содержании в металле защитного покрытия в количествах, заведомо меньших 2,0-2,5% площади поперечного сечения шва, т.е. больше 25-30мм², уравнения (1) и (2) теряют смысл, так как при таком количестве защитное покрытие не влияет на технологию сварки. Это подтверждается данными рисунка 1а, из которого видно, что при $S = 0,2$ -

0,3мм² покриття вообще не влияет на технологию сварки швов любого сечения.

Причиной образования пор в металле шва, выполненного на металле с защитным покрытием, является повышение насыщенности ванны газами, образующимися при сгорании органических составляющих покрытия. Причиной возникновения горячих трещин в металле швов, выполненных с покрытием II, является изменение химического состава металла шва, в частности, увеличение в шве углерода почти на 50%.

Данные механических испытаний показывают, что при сварке на рекомендуемых режимах и при номинальной толщине покрытия, механические свойства металла шва удовлетворяют требованиям, предъявляемым к механическим свойствам сварных соединений металлоконструкций. При испытании на растяжение стыковых образцов все разрушения происходят по основному металлу за пределами термического влияния на расстоянии 15-25мм от линии сплавления.

Выводы

Предложена количественная зависимость, связывающая режим сварки и количество защитного покрытия в металле шва. Установлено, что швы с удовлетворительным формированием без пор и горячих трещин могут быть получены при количестве покрытия, составляющего не более 2,0-2,5% площади поперечного сечения.

Литература

- 1 Виноградов В.С. Оборудование и технология дуговой автоматической и механизированной сварки. – М.: Высшая школа, 1999. – 319с.
- 2 Кассов В.Д., Шевченко И.В., Чигарев В.В. Повышение эффективности защиты поверхности от набрызгивания при сварке // Вестник Приазовского гостехуниверситета. – Мариуполь, 1988. - №6. – С.155-159.
- 3 Малыгина С.В. Разработка покрытий для защиты поверхности от налипания брызг расплавленного металла // Сб. докладов 4-ой междунар. конф. «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов». – Харьков: ННЦ ХФТИ, 2003. – т.1. – С.175-177.
- 4 Малыгина С.В. Совершенствование технологии сварки деталей энергетических установок с использованием защитных покрытий // Вестник двигателестроения. – 2004. - №3. – С.64-68.

УДК 621.87

Новосад І.

ТДТУ імені Івана Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ТЕХНОЛОГІЧНІСТЬ КОНСТРУКЦІЇ СЕКЦІЙНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ГНУЧКОГО ГВИНТОВОГО РОБОЧОГО ОРГАНУ

The method of working off constructions of sectional elements of flexible spiral worker of organ is resulted on the technological from points of view of increase of turning inflexibility, technology of making, external and technology of repair environments. Information practical recommendations to production in relation to planning of flexible sectional organs of screws transporter.

Вступ

Гвинтові конвеєри отримали широке використання в різних галузях промисловості, сільського господарства, харчової і переробної промисловостей та інше. Вони переміщують сипкі, кускові, вязко-пластичні і рідкі суміші. Широко використовуються комплексні гвинтові транспортно-технологічні механізми (ГТТМ) для виконання різних операцій в поєднанні з транспортними. Гвинтові ГТТМ внаслідок простоти їх конструкції, зручності в експлуатації і великої надійності отримали широке використання і народному господарстві.

Дослідженням характеристик гнучких гвинтових робочих органів (ГРО) присвячені роботи ряду авторів [1,2,3,4], однак цілий ряд питань залишається невирішеним. Особливо це стосується відпрацювання цих конструкцій на технологічність і з точки зору збільшення крутильної жорсткості.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки “Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі” на 2002...2006 роки.

Тому метою дослідження є відпрацювання конструкцій секційних ГРО на технологічність і особливо крутильну жорсткість, так як крутильна жорсткість ГГК з зовнішнім діаметром шнека 0,1 м при кількості обертів до 700 об/хв. забезпечує передачу граничного крутильного моменту до 20...30 Нм [3], що є недостатньою для стабільного виконання технологічного процесу. Тому однією з основних задач на стадії проектування є розроблення ГРО підвищеної крутильної жорсткості і відповідно підвищеної надійності і довговічності.

Основна частина

За даними [4], стійкість суцільних шнеків, які працюють на криволінійних трасах з малими локальними радіусами кривизни не перевищує 40год роботи, внаслідок циклічних знакозмінних навантажень.

Тому одним із напрямків вирішення даної проблеми є застосування секційних ГРО, шарнірно зєднаних між собою.

Забезпечення-технологічності конструкції виробу і гвинтових транспортно-технологічних механізмів (ГТТМ) - це взаємозв'язане вирішення комплексу проблем і завдань як конструкторського так і технологічного характеру, спрямованих на підвищення продуктивності праці, досягнення мінімальних трудових і матеріальних затрат при виготовленні, скорочення часу на технологічне обслуговування і ремонт, а також забезпечення високої надійності в експлуатації.

Як відомо, технологічність конструкції виробу (ТКВ) – це сукупність властивостей, які визначають його пристосованість до досягнення оптимальних витрат у процесі виробництва, експлуатації і ремонту для заданих показників якості і умов виконання своєї функції, а технологічність будь-якого процесу - це зручність і легкість його реалізації, які дозволяють виконати процес, що забезпечує отримання заданих результатів з найменшими витратами живої і опрєдметненої праці. ТКВ в основному залежить від п'яти груп факторів: властивостей виробу, заданої якості, умов виконання робіт у виробництві, експлуатації і ремонту. Загалом система показників ТКВ охоплюється 9 групами факторів і описується 51 загальним і понад 100 частковими коефіцієнтами [3]. В цілому система оцінок являє собою граф-дерево показників і коефіцієнтів, яке все більш "розростається" і доповнюється на даний час, оскільки кількість ознак предмета і умов к⁹P^студування ним є нескінченною.

ГОСТ 14201-83 встановлює показники, відносно до яких здійснюється комплекс заходів із забезпечення необхідного рівня технологічності конструкції стосовно до ГТТМ. Найважливіші з цих показників є трудомісткість і собівартість виготовлення, коефіцієнт використання матеріалу і матеріаломісткість, точність геометричних параметрів і шорсткості.

Оцінка технологічності конструкції ГТТМ здійснюється згідно двох видів - якісна і кількісна. Якісна оцінка характеризує технологічність конструкції, а кількісна - виражається числовими показниками і необхідна у тому випадку, коли ці показники суттєво впливають на технологічність конструкції. Кількісна оцінка технологічності здійснюється порівнянням базової і створеної нової конструкції механізму по кількості і складності заготовок і деталей, коефіцієнту використання матеріалу, точності, шорсткості, трудомісткості і собівартості.

Згідно з ГОСТом 14202-73, розрізняють такі види технологічності ГТТМ: виробничу і експлуатаційну. Виробнича технологічність проявляється у скороченні затрат коштів на конструкторську і технологічну підготовки виробництва, процеси виготовлення, в тому числі контроль і випробування. Експлуатаційна - це скорочення затрат часу і коштів на технологічне забезпечення виробничих процесів і ремонтні роботи.

Для визначення крутильної жорсткості була використана машина розривна моделі КМ-50-1 (рис.1). В цьому випадку гвинтова секція жорстко кріпилась до фіксаторів, на торцевій циліндричній поверхні яких встановлювали паралельні лиски, за допомогою яких фіксатори встановлювались у затискний механізм поворотних обойм розривної машини.

Методика проведення експериментів наступна. Після встановлення дослідного взірця в поворотній обоймі його верхня частина залишалась в постійному положенні, а нижній надавався обертовий рух. Залежно від величини кута закручування ϕ замірювалися покази максимального крутного моменту T . Таким чином, досліди проводили або до крихкого руйнування взірця, або до виникнення пластичного деформування.

Також програмою експериментальних досліджень передбачалось встановлення впливу зон з'єднань та способу кріплення окремих секцій на характер і величину деформацій кручення робочих органів у зібраному стані.



Рисунок 1 – Дослідження крутильної жорсткості робочих органів ГТТМ у зібраному вигляді

За результатами дослідів побудовано графічні залежності (рис.2,3 з аналізу яких можна зробити висновок, що вони наближаються до прямолінійного закону розподілу.

Збільшення довжини секції веде до пропорційного збільшення максимального кута закручування, а шарнірне з'єднання практично не впливає на величину деформації, так як його жорсткість вища від жорсткості самої секції. Встановлено, що максимальний крутний момент T_{max} , який призводить до руйнування секції робочого органа, значно більший ніж крутний момент, необхідний для перевантаження сипких

вантажів розробленим робочим органом при максимальній висоті перевантаження та мінімальному радіусі кривини магістралі.

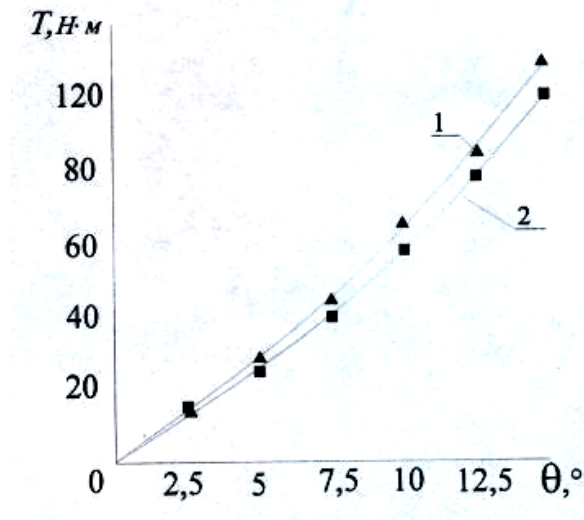


Рисунок 2 – Залежність величини крутного моменту T від кута закручування θ робочого органу для однієї секції: 1 – $l=100\text{мм}$; 2 – $l=125\text{мм}$

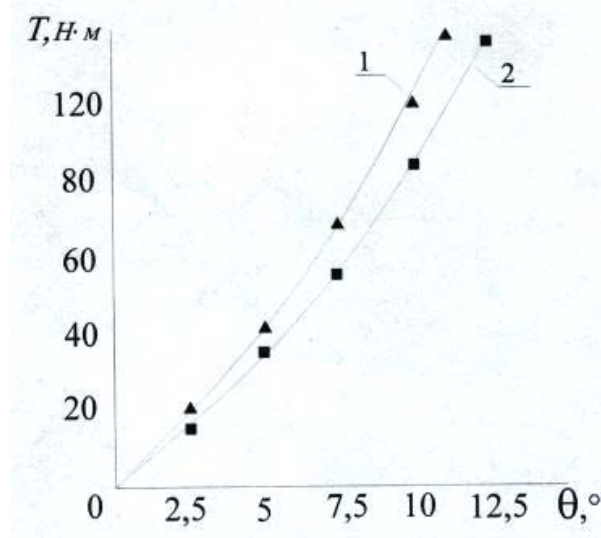


Рисунок 3 – Залежність величини крутного моменту T від кута закручування θ робочого органу для двох секцій 1 – $l=100\text{мм}$; 2 – $l=125\text{мм}$.

Наступним важливим параметром секційних ГРО є мінімальний радіус згину траси транспортування, який доцільно розраховувати за формулою [5]

$$R_{зг} = \frac{1,5B + l_B + \Delta}{2 \sin \left(\arctg \left(\frac{D_B - d_B - 2s}{B} \right) \right)}$$

де B - ширина втулки; l_B - відстані між двома втулками однієї секції; Δ – зазор між сусідніми секціями; D_B, d_B – відповідно зовнішній і внутрішній діаметр втулок секцій транспортера і діаметр з'єднуючих валиків; s - товщина втулок.

Однією з важливих проблем, які стримують широке застосування гнучких ГТТМ є низька довговічність робочих органів.

При конструюванні пар тертя необхідно правильно вибирати їх конструктивні параметри та матеріали. Зношування робочих поверхонь може привести до змінювання зазорів, при появі навантажень і переходу до процесів руйнування, а зношування супроводжується порушенням точності механізмів і машин. У цих випадках необхідно прогнозувати граничне значення зносу.

Досліди проводились для різних робочих органів, для чого виготовлялись комплекти експериментальних взірців з різними конструктивними параметрами.

В процесі досліджень виявляються небезпечні зони, які спричиняють руйнування елементів секційних гвинтових робочих органів, встановлюється вплив різних конструктивних параметрів (довжина секції, діаметр) на їх ресурсні характеристики, а також проводяться порівняльні випробування різних типів дослідних взірців.

Висновки

1 Приведена методика відпрацювання секційних ГРО на технологічність конструкції з точки зору підвищення експлуатаційної надійності і довговічності;

2 Встановлено, що в секційних ГРО крутильна жорсткість в порівнянні з суцільними є збільшеною в 3..5 разів;

3 Дані практичні рекомендації виробництву щодо вибору конструктивних і технологічних параметрів окремих секцій ГРО.

Література

- 1 Григорев А.В. Гвинтовые конвееры. Изд. Машиностроение., М.: 1972, 184 с.
- 2 Гевко Б.М., Рогатинський Р.М., Винтовые передающие механизмы сельскохозяйственных машин. Изд. "Вища школа", Львов, 1983, 176с.
- 3 Герман Х. Шнековые мехзанизмы в технологиях ФРГ, Л.: 1975, 190с.
- 4 Лещук Р.Я. Дослідження профілювання гвинтових секційних робочих органів транспортно-технологічних машин. Сільськогосподарські машини. Зб. наукових статей Луцького ДТУ, Вип.10, - Луцьк, 2002, – с.146-153.
- 5 Новосад І. До питання визначення радіуса згину гнучкого гвинтового конвеєра з секційними елементами. Вісник Тернопільського державного технічного університету, Тернополь, №3, 2005, с.100...105.
- 6 Пат. 7812 Україна, МКВ В65G33/26. Гнучкий гвинтовий робочий орган соковитискача / Ів.Б. Гевко., Комар Р.В., Лещук Р.Я., Новосад І.Я., Гевко І.Б.- №2001107132; Заявл.18.11.2004; Опубл. 15.07.2005; Бюл. №7, –3 с.

УДК 621.91.01:543.1

Шевченко О.В.
НТУУ “КПІ”, Київ, Україна

ПІДВИЩЕННЯ ВІБРОСТІЙКОСТІ ТОКАРНОЇ ОБРОБКИ НЕЖОРСТКИМ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИМ ОСНАЩЕННЯМ

In paper it is shown, that essential effect on a chatter stability at turning is rendered with an angle of rotation of principal axes of a rigidity of an elastic-system of the lathe and selection of relationships of rigidities of elements of system. Recommendations for creation of conditions of chatter-resistant process of cutting by nonrigid cutter holders are given.

Вступ

Одним з розповсюджених видів обробки на токарних верстатах є обробка нежорстким консольним інструментальним оснащенням, до якого відносяться оправки, різцетримачі, борштанги, а також спеціальне інструментальне оснащення з пружними напрямними чи шарнірами для різного технологічного призначення. Особливістю обробки консольним інструментом є легкість виникнення вібрацій при різанні, що знижує точність, якість та продуктивність обробки деталей, обмежує технологічні можливості верстатів. При токарній обробці нежорстким консольним інструментальним оснащенням боротьба з шкідливими коливаннями є особливо актуальною.

Загальні положення

Основні способи підвищення вібростійкості верстатів при різанні, сформульовані в роботах [1, 2], це : - оптимальна орієнтація головних осей жорсткості і підбор співвідношень жорсткостей і мас елементів системи; - забезпечення умов, при яких збільшення сили різання викликає відтиск інструменту від оброблюваної деталі; - збільшення демпфірування систем.

Основною причиною виникнення автоколивань при різанні є зміна площі зрізу та сили різання внаслідок відносного коливального руху інструменту і оброблюваної деталі з урахуванням наявності координатного зв'язку між процесом різання та рухом за різними координатами пружної системи верстата. Найбільші зміни площі зрізу виникають при переміщенні інструменту в напрямку, нормальному до поверхні різання.

Основна частина

Структурно динамічну модель пружної системи різець-супорт токарного верстата представимо у вигляді ланцюгової динамічної схеми, що складається з ряду зосереджених мас, з'єднаних умовно невагомими ланками з пружними і дисипативними властивостями. Доцільно динамічну модель будувати при використанні головних координат, що дозволяє повністю розділити змінні, які визначають рух інструменту і деталі в довільній в площині yOz .

У відповідності зі схемою, що приведена на рис.1, система різець-супорт являє собою двомасову динамічну модель, що під впливом сили різання $P(t)$ робить коливання в площині yOz .

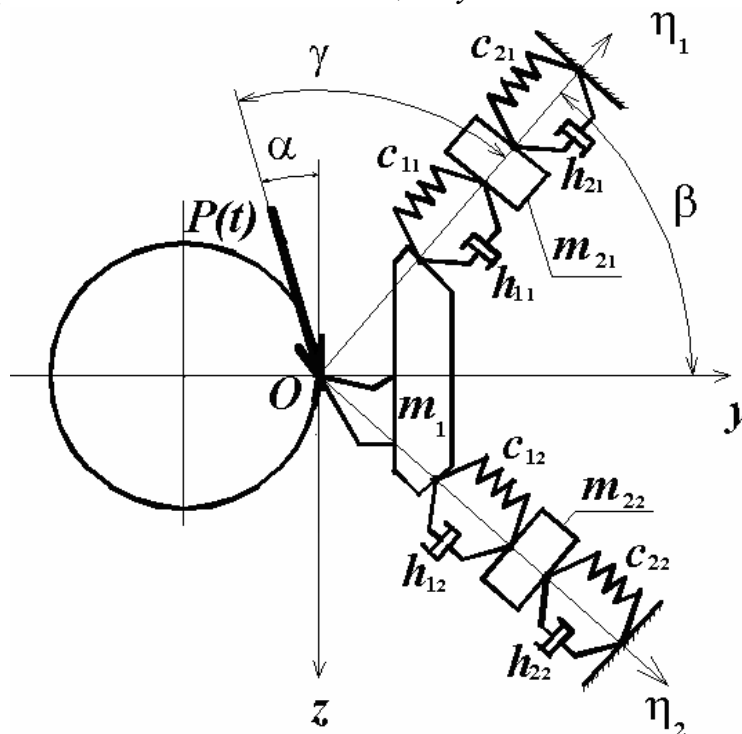


Рисунок 1 – Розрахункова схема пружної системи різець-супорт токарного верстата в площині yOz

Систему рівнянь коливальних рухів пружної системи різець-супорт в головній системі координат $\eta_1 O \eta_2$ можна представити у вигляді:

$$\begin{cases} m_1 \cdot \ddot{\eta}_1 + h_{11} \cdot (\dot{\eta}_1 - \dot{\eta}_{21}) + c_{11} \cdot (\eta_{11} - \eta_{21}) = P(t) \cdot \sin(\beta - \alpha) \\ m_2 \cdot \ddot{\eta}_{21} + (h_{11} + h_{21}) \cdot \dot{\eta}_{21} + (c_{11} + c_{21}) \cdot \eta_{21} - h_{11} \cdot \dot{\eta}_1 - c_{11} \cdot \eta_1 = 0 \\ m_1 \cdot \ddot{\eta}_{12} + h_{12} (\dot{\eta}_{12} - \dot{\eta}_{22}) + c_{12} \cdot (\eta_{12} - \eta_{22}) = P(t) \cdot \cos(\beta - \alpha) \\ m_2 \cdot \ddot{\eta}_{22} + (h_{12} + h_{22}) \cdot \dot{\eta}_{22} + (c_{12} + c_{22}) \cdot \eta_{12} - h_{22} \cdot \dot{\eta}_{12} - c_{12} \cdot \eta_{12} = 0, \end{cases} \quad (1)$$

де m_1 та m_2 - приведені маси нежорсткого різцетримача та супорта; h_{11}, h_{12} і c_{11}, c_{12} та h_{21}, h_{22} і c_{21}, c_{22} - сумарні приведені коефіцієнти демпфірування і жорсткості різцетримача (m_1) та супорта (m_2) в напрямках головних осей координат $O\eta_1$ і $O\eta_2$ системи різець – супорт.

Пружне переміщення системи різець-супорт в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні можна представити у вигляді:

$$y = \eta_{12} \cdot \sin \beta - \eta_{11} \cdot \cos \beta, \quad (2)$$

де кут β визначає орієнтацію головних осей жорсткості η_1 та η_2 системи різець-супорт з координатною системою yOz .

Оцінку вібростійкості динамічної системи різець-супорт, що включає нежорстке інструментальне оснащення, виконано з використанням методу змінних стану [3]. Метод математичного опису моделей за допомогою змінних стану базується на понятті стан системи, яка описується сукупністю фізичних змінних $x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t)$. Сутність моделі в змінних стану заключається в тому, що вона зберігає співвідношення між входом та виходом системи, а саме, передаточну функцію, але в той же час дозволяє перейти від диференціальних рівнянь n – го порядку до системи n диференціальних рівнянь першого порядку. Для системи диференціальних рівнянь (1) у якості змінних стану введемо наступні змінні:

$$\left\{ \begin{array}{l} x_{11} = \eta_{11}; \\ x_{21} = \frac{dx_{11}}{dt} = \dot{x}_{11} = \dot{\eta}_{11}; \\ x_{31} = \eta_{21}; \\ x_{41} = \frac{dx_{31}}{dt} = \dot{x}_{31} = \dot{\eta}_{21} \end{array} \right. \quad \left\{ \begin{array}{l} x_{12} = \eta_{21}; \\ x_{22} = \frac{dx_{12}}{dt} = \dot{x}_{12} = \dot{\eta}_{21}; \\ x_{32} = \eta_{22}; \\ x_{42} = \frac{dx_{32}}{dt} = \dot{x}_{32} = \dot{\eta}_{22} \end{array} \right. \quad (3)$$

Із врахуванням змінних стану (3) і того, що динамічна модель системи різець-супорт побудована з використанням головних координат, запишемо дві системи рівнянь коливальних рухів системи різець-супорт (1) окремо в напрямку осі $O\eta_1$ (4) і в напрямку осі $O\eta_2$ (5):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x}_{11} = x_{21}; \\ \dot{x}_{21} = -\frac{h_{11}}{m_1}(x_{21} - x_{41}) - \frac{c_{11}}{m_1}(x_{11} - x_{31}) + \frac{P}{m_1} \sin(\beta - \alpha); \\ \dot{x}_{31} = x_{41}; \\ \dot{x}_{41} = -\frac{h_{11} + h_{21}}{m_2} x_{41} - \frac{c_{11} + c_{21}}{m_2} x_{31} + \frac{h_{11}}{m_2} x_{21} + \frac{c_{11}}{m_2} x_{11}; \end{array} \right. \quad (4)$$

$$\begin{cases} \dot{x}_{12} = x_{22}; \\ \dot{x}_{22} = -\frac{h_{12}}{m_1}(x_{22} - x_{42}) - \frac{c_{12}}{m_1}(x_{12} - x_{32}) + \frac{P}{m_1}\cos(\beta - \alpha); \\ \dot{x}_{32} = x_{42}; \\ \dot{x}_{42} = -\frac{h_{12} + h_{22}}{m_2}x_{42} - \frac{c_{12} + c_{22}}{m_2}x_{32} + \frac{h_{12}}{m_2}x_{22} + \frac{c_{12}}{m_2}x_{12}. \end{cases} \quad (5)$$

Системи рівнянь 1-го порядку (4) та (5) і є системами рівнянь в змінних стану для системи різець-супорт.

Загалом, для випадку системи рівнянь з постійними коефіцієнтами, системи рівнянь (4) та (5) можна привести до наступного вигляду:

$$\begin{cases} \dot{x}_{11} = 0 \cdot x_{11} + 1 \cdot x_{21} + 0 \cdot x_{31} + 0 \cdot x_{41} + 0 \cdot u_{11}; \\ \dot{x}_{21} = -\frac{c_{11}}{m_1}x_{11} - \frac{h_{11}}{m_1}x_{21} + \frac{c_{11}}{m_1}x_{31} + \frac{h_{11}}{m_1}x_{41} + \frac{\sin(\beta - \alpha)}{m_1}u_{21}; \\ \dot{x}_{31} = 0 \cdot x_{11} + 0 \cdot x_{21} + 0 \cdot x_{31} + 1 \cdot x_{41} + 0 \cdot u_{31}; \\ \dot{x}_{41} = \frac{c_{11}}{m_2}x_{11} + \frac{h_{11}}{m_2}x_{21} - \frac{c_{11} + c_{21}}{m_2}x_{31} - \frac{h_{11} + h_{21}}{m_2}x_{41} + 0 \cdot u_{41}; \end{cases} \quad (6)$$

та

$$\begin{cases} \dot{x}_{12} = 0 \cdot x_{12} + 1 \cdot x_{22} + 0 \cdot x_{32} + 0 \cdot x_{42} + 0 \cdot u_{12}; \\ \dot{x}_{22} = -\frac{c_{12}}{m_1}x_{12} - \frac{h_{12}}{m_1}x_{22} + \frac{c_{12}}{m_1}x_{32} + \frac{h_{12}}{m_1}x_{42} + \frac{\cos(\beta - \alpha)}{m_1}u_{22}; \\ \dot{x}_{32} = 0 \cdot x_{12} + 0 \cdot x_{22} + 0 \cdot x_{32} + 1 \cdot x_{42} + 0 \cdot u_{32}; \\ \dot{x}_{42} = \frac{c_{12}}{m_2}x_{12} + \frac{h_{12}}{m_2}x_{22} - \frac{c_{12} + c_{22}}{m_2}x_{32} - \frac{h_{12} + h_{22}}{m_2}x_{42} + 0 \cdot u_{42}; \end{cases} \quad (7)$$

де u_1, \dots, u_{41} та u_{12}, \dots, u_{42} - вхідні змінні, що для системи різець-супорт визначаються силою різання P .

Системи рівнянь (6) і (7) можна представити у матричній формі:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_{11} \\ \dot{x}_{21} \\ \dot{x}_{31} \\ \dot{x}_{41} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{c_{11}}{m_1} & -\frac{h_{11}}{m_1} & \frac{c_{11}}{m_1} & \frac{h_{11}}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{c_{11}}{m_2} & \frac{h_{11}}{m_2} & -\frac{c_{11} + c_{21}}{m_2} & -\frac{h_{11} + h_{21}}{m_2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_{11} \\ x_{21} \\ x_{31} \\ x_{41} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\sin(\beta - \alpha)}{m_1} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot P \quad (8)$$

та

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_{12} \\ \dot{x}_{22} \\ \dot{x}_{32} \\ \dot{x}_{42} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{c_{12}}{m_1} & -\frac{h_{12}}{m_1} & \frac{c_{12}}{m_1} & \frac{h_{12}}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{c_{12}}{m_2} & \frac{h_{12}}{m_2} & -\frac{c_{12} + c_{22}}{m_2} & -\frac{h_{12} + h_{22}}{m_2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_{12} \\ x_{22} \\ x_{32} \\ x_{42} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\cos(\beta - \alpha)}{m_1} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot P. \quad (9)$$

Матриця-стовпець, що містить у собі всі змінні стану у правій частині кожної з систем рівнянь (8) та (9), є вектором стану, що може бути позначений через X , а саме:

$$X_1 = \begin{bmatrix} x_{11} \\ x_{21} \\ x_{31} \\ x_{41} \end{bmatrix} \quad \text{та} \quad X_2 = \begin{bmatrix} x_{12} \\ x_{22} \\ x_{32} \\ x_{42} \end{bmatrix}. \quad (10)$$

Позначивши для загального випадку зовнішнього навантаження вектори вхідних сигналів через U_1 та U_2 , отримаємо компактну векторно-матричну форму систем (8) та (9) у вигляді:

$$\dot{X}_1 = A_1 X_1 + B_1 U_1 \quad \text{та} \quad \dot{X}_2 = A_2 X_2 + B_2 U_2, \quad (11)$$

де A_1 і A_2 - квадратні матриці [4, 4] та B_1 і B_2 – матриці-стовпець [4, 1].

Для повного опису систем до рівнянь стану (8) та (9) необхідно додати рівняння, що встановлюють зв'язок між змінними стану $x_1(t), x_2(t), \dots, x_n(t)$ та вихідними змінними $y_1(t), y_2(t), \dots, y_n(t)$. Такий зв'язок здійснюється у вигляді системи лінійних рівнянь, що має наступний вигляд:

$$\begin{cases} \eta_{11} = 1 \cdot x_{11} + 0 \cdot x_{21} + 0 \cdot x_{31} + 0 \cdot x_{41}; \\ \eta_{12} = 1 \cdot x_{12} + 0 \cdot x_{22} + 0 \cdot x_{32} + 0 \cdot x_{42} \end{cases}, \quad (12)$$

або у векторно-матричній формі: $\eta_{11} = C_1 X_1$ та $\eta_{12} = C_2 X_2$, де

$$C_1 = [1 \ 0 \ 0 \ 0] \quad \text{та} \quad C_2 = [1 \ 0 \ 0 \ 0] \quad \text{є матрицями виходу}. \quad (13)$$

Така форма запису матриць (13) враховує те, що досліджувана система різець - супорт має один вхід у вигляді сили різання P та по одному виходу для головних координат η_{11} та η_{12} , а саме, рух маси m_1 в напрямку осей $O\eta_1$ і $O\eta_2$.

Після підстановки в рівняння (2) значень η_{11} та η_{12} із системи (12), отримуємо передаточну функцію пружної системи різець-супорт у вигляді:

$$W_{ПС} = \frac{y}{P} = W_2 \cdot \sin \beta - W_1 \cdot \cos \beta, \quad \text{де} \quad W_2 = \frac{\eta_{12}}{P(t)} \quad \text{і} \quad W_1 = \frac{\eta_{11}}{P(t)}. \quad (14)$$

Під час роботи верстата його пружна система та процес різання утворюють замкнену динамічну систему, вібростійкість якої можна визначити за характеристикою розімкненої системи [1]. Без врахування

динамічної характеристики процесу різання передаточну функцію $W_{ПС}$ у безрозмірному вигляді можна умовно розглядати як передаточну функцію всієї розімкнутої системи. Помноживши результати розрахунку значень W_2 та W_1 на відповідні приведені жорсткості в напрямку головних осей координат $O\eta_2$ і $O\eta_1$, можна отримати амплітудно-фазово-частотну характеристику (АФЧХ) пружної системи в безрозмірному вигляді. Розрахунок частотних характеристик моделі виконувався за допомогою функцій пакету Matlab [4].

На рис. 2 приведені приклади АФЧХ пружної системи різець-супорт при кутах розвороту головних осей жорсткості $\beta = 45^\circ$, $\beta = 15^\circ$ та $\beta = 0^\circ$ за умови незмінності кута $\alpha = 30^\circ$ та співвідношенні жорсткостей різцетримача $c_{11}/c_{12} = 1/2$.

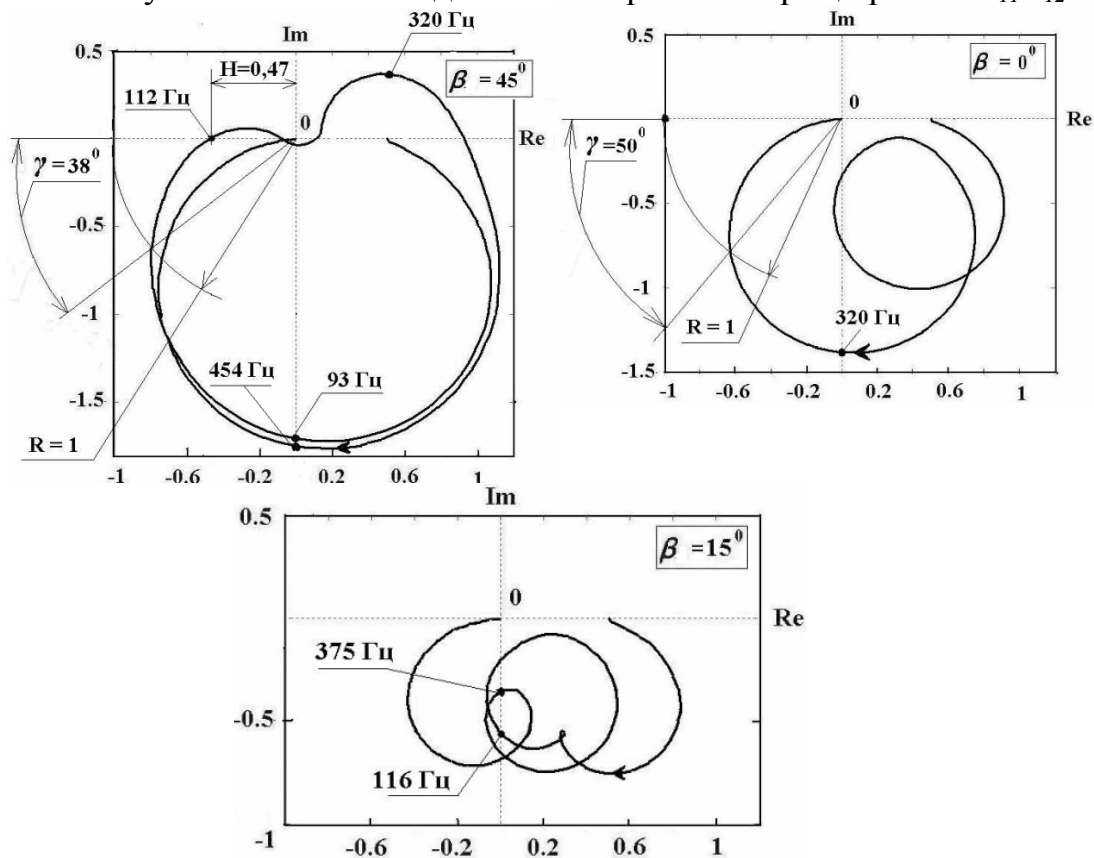


Рисунок 2 – АФЧХ пружної підсистеми різець-супорт при кутах розвороту головних осей жорсткості $\beta = 45^\circ$, $\beta = 15^\circ$ та $\beta = 0^\circ$, співвідношенні жорсткостей різцетримача $c_{41}/c_{42} = 1/2$ та куті $\alpha = 30^\circ$

Я видно з рис. 2 жоден з годографів АФЧХ при різних кутах β не охоплює критичної точки з координатами $(-1; i0)$ на дійсній осі в комплексній площині. Але, чим ближче годограф АФЧХ проходить від критичної точки, тим ближче замкнена системи до межі втрати сталості. Критерій Найквіста [3] дозволяє не тільки встановити сам факт сталості пружної системи, але і оцінити запас сталості, що в даному дослідженні є більш важливим. Для вібростійких систем віддалення годографа АФЧХ від

критичної точки $(-1; i0)$ характеризується запасом сталості за амплітудою (H) та запасом сталості за фазою (γ). Визначення цих величин за допомогою геометричних побудов на комплексній площині АФЧХ показано на рис. 2.

Запас сталості за амплітудою визначається при тому значенні частоти, при якому фазова характеристика

$$\varphi(\omega) = -180^\circ [4]: L = 20 \lg \frac{1}{H} \text{ (дБ)}. \quad (15)$$

Для систем металорізальних верстатів рекомендовано, щоб:

$$L \geq 8 \div 12 \text{ дБ}; \gamma \geq 30 \div 45^\circ. \quad (16)$$

Висновки

Аналіз з точки зору запасу сталості пружної системи різець-супорт за АФЧХ, деякі з яких наведені рис. 2, дає можливість зробити наступні висновки:

- найбільшу вібростійкість мають пружні системи з кутом розвороту головних осей жорсткості $\beta = 15^\circ$, що дорівнює половині кута напрямку дії сили різання $P(t)$, а саме $\beta = \alpha/2$ (задане незмінне значення кута $\alpha = 30^\circ$);
- пружні підсистеми з кутом розвороту головних осей жорсткості $\beta = 45^\circ$ знаходяться на межі сталості. При співвідношенні жорсткостей $c_{41}/c_{42} = 1/2$ запас сталості за амплітудою, визначений за виразом (15) $L = 6,5$ дБ, при запасі сталості за фазою $\gamma = 38^\circ$, а при співвідношенні $c_{41}/c_{42} = 2$ система має ще менші запаси сталості за амплітудою $L = 1,4$ дБ та за фазою $\gamma = 18^\circ$.

Результати розрахунків частотних характеристик пружної системи різець супорт при різних напрямках дії сили різання $P(t)$ в діапазоні кута $\alpha = 10^\circ \div 45^\circ$ показали, що при забезпеченні співвідношення $\beta = \alpha/2$ завжди має місце значне зменшення амплітуд коливань. Таким чином, підбором напрямку головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт відносно напрямку дії сили різання, можна зменшити енергію самозбудження автоколивань та забезпечити вібростійкий процес різання нежорстким інструментальним оснащенням.

Література

- 1 Кудинов В.А. Динамика станков. - М.: Машиностроение, 1967. -360с.
- 2 Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пособие для вузов.-2-е изд. перераб. и доп. - Киев: Выща школа, 1989. - 272 с.
- 3 Петраков Ю.В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням: Навчальний посібник. – Київ: УкрНДІАТ, 2003. – 383 с.
- 4 Дзбни Дж. Simulink 4. Секреты мастерства/ Дж.Б. Дзбни, Т.Л. Харман; Пер. с англ. М.Л. Симонова. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2003. – 403 с.

РАЗДЕЛ 3

Технология машиностроения

УДК 621.9

Клименко С.А., Мельничук Ю.А.

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

СОСТОЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НАПЫЛЕННЫХ ПОКРЫТИЙ С АМОРФНО-КРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ ПОСЛЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

In the article questions of the conditions of superficial layer of spray-coated coverages with amorphously-crystalline structure after machining are considered.

Напыленные покрытия являются материалами, неоднородными по физико-механическим свойствам и структуре, что обуславливает особенности формирования состояния их поверхностного слоя – как шероховатости поверхности, так и структурного состояния, при механической обработке [1, 2].

Одним из перспективных направлений совершенствования методов газотермического напыления является использование порошковых материалов на основе железа, которые склонны к образованию в условиях напыления покрытий структуры с аморфной матрицей и выделением кристаллических фаз [3]. Такие покрытия характеризуются специфическими физико-механическими свойствами – имеют высокие износо- и коррозионную стойкость, прочность сцепления с основой, что делает их эффективными в разных областях техники. В тоже время, использование покрытий, имеющих аморфно-кристаллическую структуру, в настоящее время ограничено. Одной из причин, сдерживающих их использование в промышленности, является недостаточность научно обоснованных рекомендаций по их качественной механической обработке. Требования по шероховатости поверхности и сохранению исходного содержания аморфной фазы, которые обуславливают эксплуатационные свойства покрытий, накладывают определенные ограничения на условия их механической обработки.

Главной причиной, препятствующей получению в процессе механической обработки состояния поверхностного слоя покрытия, требуемого по условиям эксплуатации изделия, являются особенности структуры напыленного материала. Изучение закономерностей процесса

резания с учетом влияния гетерогенности структуры покрытий предопределяет возможность технологического управления их качеством.

Для решения поставленной задачи эффективным является использование положений теории фракталов, которая позволяет оценить структуру неоднородных материалов на разных масштабных уровнях количественными характеристиками.

Рассматриваемые покрытия, в зависимости от вида и характеристик напыляемого материала и условий напыления, имеют разную структуру (рис. 1), но общим для них является наличие аморфных и кристаллических фаз, которые характеризуются различными свойствами. Учитывая, что обрабатываемый материал представлен несколькими структурными составляющими, совокупность его механических свойств представляет собой мультифрактал с комплексом характеристик. В первом приближении может рассматриваться более простая характеристика – фрактальная размерность D_s совокупности механических свойств материала.

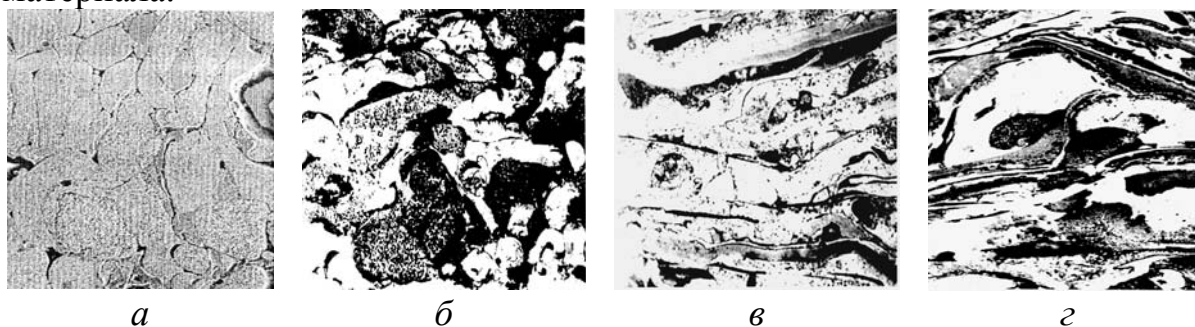


Рисунок 1 – Микроструктура напыленных газопламенных (а–в) и электродугового (з) покрытий: а – из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ (x240); б – из порошка $Fe_{80}B_{20}$ (x240); в – из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$ (x480); з – из порошковой проволоки $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ (x400).

Для оценки значений совокупности механических свойств покрытий может использоваться один из неразрушающих методов микромеханических исследований – деформационно-спектральный анализ, который основывается на явлениях структурной чувствительности трибоспектральных характеристик, связанных с неоднородностью гетерогенного поверхностного слоя, определяющей спектральный характер формирования сил трения. Для определения величины D_s осуществлялось сканирование поверхности покрытий нормально нагруженным индентором и снималась трибограмма, характеризующая изменение величины тангенциальной составляющей P силы контактного взаимодействия индентора с поверхностью.

Точение покрытий производилось резцами, оснащенными круглыми ($\varnothing 7$ мм) пластинами из ПСТМ киборит.

Необходимо отметить, что для напыленных покрытий характерна неоднородность структуры не только по поверхности, но и по толщине [1]. По этой причине шероховатость поверхности зависит от глубины залегания слоя материала, удаляемого в процессе обработки. Зависимость высоты микронеровностей на обработанной поверхности от уровня ее расположения по толщине покрытий H (рис. 2) показывает, что наиболее качественная поверхность формируется при удалении поверхностного слоя покрытия толщиной $(0,3...0,5 H)$. В этом случае структура покрытия и его свойства являются наиболее стабильными.

Для установления взаимосвязи между величиной D_s материала покрытия, которая характеризует гетерогенность его структуры, и шероховатостью обработанной поверхности проводилось точение образца с газопламенным покрытием, напыленным из порошка $Fe_{78}B_{10}Si_{12}$, с фиксацией исследуемых параметров на различных расстояниях H от основы. Полученные результаты показывают, что с ростом величины D_s материала покрытия высота микронеровностей увеличивается. При этом, степень влияния режимов резания на шероховатость обработанной поверхности снижается, а основное влияние оказывает гетерогенность структуры материала покрытия. Так, при точении слоя покрытия вблизи поверхности, характеризующегося значением $D_s = 2,67$, изменение величины подачи в шесть раз и скорости резания более чем в четыре раза практически не влияет на высоту неровностей на обработанной поверхности.

По величине фрактальной размерности D_s совокупности механических свойств материала можно прогнозировать значение высотных параметров шероховатости поверхности покрытия после обработки. Результаты исследований (рис. 3), показывают, что при обработке материалов, которые характеризуются разными величинами D_s , достигается различная шероховатость обработанной поверхности. Это касается как обработки одного и того же материала с разными значениями D_s (разное расстояние H от основы), так и обработки ряда покрытий (одинаковое расстояние H от основы).

Прямые, полученные аппроксимацией зависимости $Ra = f(D_s)$, для обоих случаев расположены достаточно близко друг к другу, что позволяет говорить о общей тенденции – более качественная поверхность формируется при обработке покрытий, характеризующихся меньшей величиной фрактальной размерности D_s совокупности механических свойств материалов.

Как следует из полученных результатов, по величине D_s правомерно оценивать обрабатываемость резанием материалов с гетерогенной структурой, по критерию шероховатости обработанной поверхности.

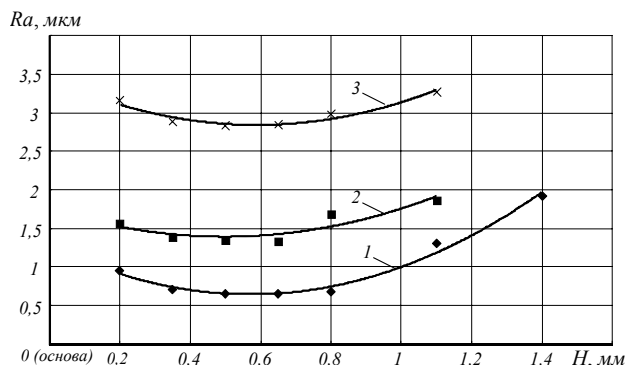


Рисунок 2 – Зависимость высоты неровностей Ra на обработанной поверхности от уровня ее расположения по толщине газопламенных (1, 3) и электродугового (2) покрытий ($v = 1,2$ м/с; $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,15$ мм, $h_3 = 0,1$ мм): 1 – из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$; 2 – из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$; 3 – из порошка $Fe_{79}Cr_{16}B_5$

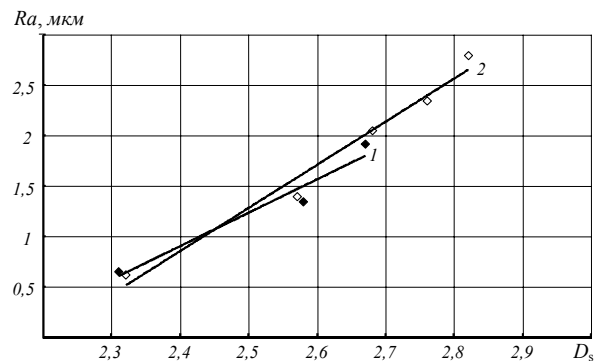


Рисунок 3 – Зависимость высоты неровностей Ra на обработанной поверхности от величины фрактальной размерности D_s покрытий ($v = 1,2$ м/с; $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,15$ мм; $h_3 = 0,1$ мм): 1 – газопламенного из порошка $Fe_{78}B_{10}Si_{12}$; 2 – из материалов систем Fe-B и Fe-Cr-B: газопламенного из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$ ($D_s = 2,32$); электродугового из порошковых проволок $Fe_{80}B_{20}$ ($D_s = 2,57$) и $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_s = 2,68$); газопламенного из порошков $Fe_{80}B_{20}$ ($D_s = 2,76$) и $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_s = 2,82$)

Исследования показывают, что в процессе обработки инструментом из киборита напыленных покрытий отсутствуют предпосылки для протекания интенсивного процесса кристаллизации обрабатываемого материала в поверхностном слое под действием температур, возникающих в процессе течения.

При тчении покрытий острым резцом со скоростью резания v до 3 м/с температура резания превышает 1000 К [4], что выше температуры кристаллизации ($T_{кр}$) сплавов, использующихся для нанесения рассматриваемых покрытий [5]. Несмотря на это, как свидетельствуют результаты рентгеноструктурного анализа (рис. 4), в материалах обрабатываемых покрытий с содержанием аморфной компоненты до 50 % не происходят структурно-фазовые превращения, т.е. сохраняется исходное количество аморфной фазы.

Вероятность кристаллизации материалов покрытий определяется как их химическим составом и структурой, так и скоростью нагрева, с ростом которой температура кристаллизации ($T_{кр}$) увеличивается. Хотя в процессе течения происходит быстрый (доли секунды) локальный нагрев поверхностного слоя покрытия, за счет использования инструмента, оснащенного ПСТМ киборит, имеющего высокую теплопроводность, обеспечивается интенсивный отвод тепла из зоны резания. Скорость изменения температуры в слое покрытия, расположенного на глубине $h =$

0,01 мм от обрабатываемой поверхности, изменяется в пределах $(2,31...8,8) \cdot 10^6$ К/с [6]. В то же время, критическая скорость охлаждения для аморфизации сплава $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ составляет $1,8 \cdot 10^5$ К/с, сплава $Fe_{80}B_{20}$ – $6,0 \cdot 10^6$ К/с [5, 7]. Сравнивая приведенные значения скоростей изменения температур, правомерно заключить, что при точении исследуемых покрытий острым резцом не происходит изменения исходной степени аморфизации обрабатываемых покрытий – в материале сохраняется аморфная матрица с выделением кристаллических фаз.

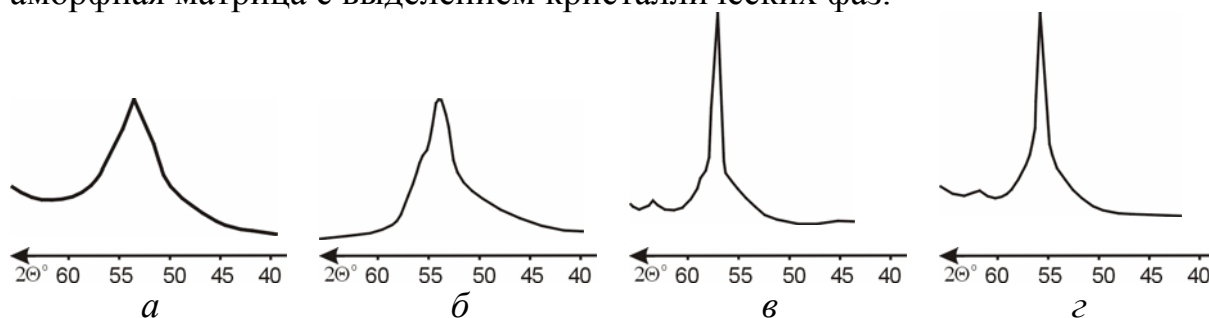


Рис. 4. Фрагменты рентгенограмм газопламенных покрытий из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$ (а, б) и порошка $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ (в, г) после точения: а, в – $v = 0,7-2,7$ м/с, $S = 0,05$ мм/об, $t = 0,15$ мм, $h_3 = 0,1$ мм; б – $v = 1,7$ м/с, $S = 0,05$ мм/об, $t = 0,15$ мм, $h_3 = 0,4$ мм; г – $v = 2,7$ м/с, $S = 0,05$ мм/об, $t = 0,15$ мм, $h_3 = 0,4$ мм

С увеличением износа режущего инструмента при точении газопламенного покрытия из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ и порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$, которые характеризуются содержанием аморфной фазы более 70 %, наблюдается незначительное снижение ее содержания. В табл. и на рис. 4 приведены результаты рентгеноструктурных исследований, свидетельствующие о снижении содержания аморфной фазы в таких материалах приблизительно на 10–13 %.

Таблица 1 – Влияние условий точения на содержание аморфной фазы в покрытии

Покрытие (*газопламенное, **электродуговое)	Содержание аморфной фазы, %		
	$v = 0,5$ м/с; $S = 0,02$ мм/об; $t = 0,15$ мм; $h_3 = 0,1$ мм	$v = 0,7 \div 2,7$ м/с; $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,15$ мм; $h_3 = 0,1 \div 0,2$ мм	$v = 1,7$ м/с; $S = 0,05$ мм/об; $t = 0,15$ мм; $h_3 = 0,4$ мм
* Из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$	90	90	80
*Из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$	75	75	68
* Из порошка $Fe_{79}Cr_{16}B_5$	48	Не изменяется	
**Из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$	45	Не изменяется	
**Из порошковой проволоки $Fe_{79}Cr_{16}B_5$	40	Не изменяется	

В то же время, после точения изношенным резцом электродуговых покрытий из порошковых проволок $Fe_{80}B_{20}$, $Fe_{79}Cr_{16}B_5$, газопламенного покрытия из порошка $Fe_{79}Cr_{16}B_5$, которые характеризуются содержанием аморфной фазы $< 50\%$, параметры рентгенограмм практически не изменяются, что говорит о сохранении исходного содержания аморфной фазы в структуре таких покрытий.

Незначительные фазовые превращения, которые наблюдаются в покрытиях с высоким содержанием аморфной фазы при точении изношенным резцом объясняются совместным влиянием на процесс кристаллизации материала температурного и силового воздействий на контактных поверхностях инструмента. При этом, первое оказывает существенно большее влияние на процесс структурно-фазовых превращений в обрабатываемом материале.

Влияние подачи, глубины резания и величины переднего угла инструмента аналогично влиянию износа инструмента.

Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что только одновременное интенсивное влияние температурного и силового факторов процесса обработки приводит к частичной кристаллизации (до 10-13 %) материала поверхностного слоя обрабатываемых покрытий с высоким содержанием аморфной фазы (рис. 5). При этом под действием термосиловых условий процесса точения частичной кристаллизации

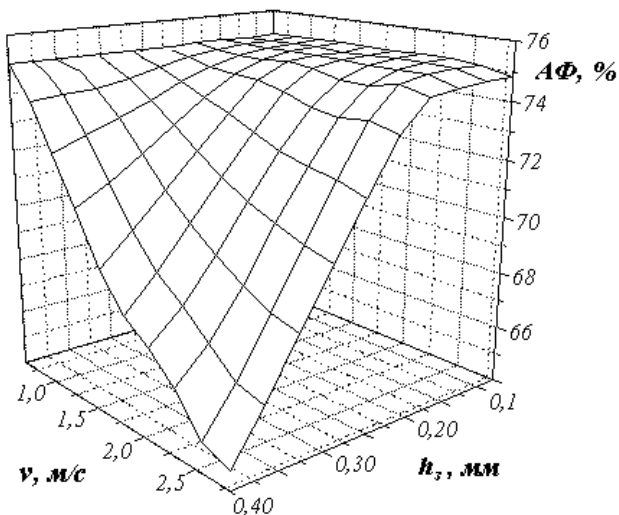


Рисунок 5 – Зависимость содержания аморфной фазы в газопламенном покрытии, напыленном из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$, от скорости резания (v) и износа инструмента (h_3) ($S = 0,05$ мм/об; $t = 0,15$ мм)

подвергается лишь поверхностный слой обрабатываемого материала глубиной не более 0,1 мм.

Для газопламенных покрытий, напыленных из порошковой проволоки $Fe_{80}B_{20}$ и из порошка $Fe_{78}Si_{12}B_{10}$ величина мощности резания, являющейся граничной из условия отсутствия кристаллизации в материале покрытия $N_d = 1100$ Вт. При этом, величина мощности резания не является ограничением параметров процесса точения

инструментами из киборита покрытий с содержанием аморфной фазы > 50 %, а также для условий черновой обработки высокоаморфизованных покрытий.

Таким образом, как показывают исследования, состояние поверхностного слоя напыленных покрытий после механической обработки в значительной степени определяется гетерогенностью их структуры, которую можно количественно описать величиной фрактальной размерности совокупности механических свойств материала.

Литература

- 1 Точение износостойких защитных покрытий / С.А. Клименко, Ю.А. Муковоз, Л.Г. Полонский, П.П. Мельничук. – Киев: Техніка, 1997. – 144 с.
- 2 Клименко С.А. Влияние структурных особенностей напыленных покрытий на шероховатость обработанной поверхности // Современные проблемы технологии машиностроения: Прилож. к ж-лу "Справочник. Инженерный журнал". – 2003. – № 8. – С. 5–7.
- 3 Коржик В.М. Наукові та технологічні основи газотермічного напилення аморфізованих покриттів з металевих сплавів: Автореф. дис. ... д-ра. техн. наук. – Київ: ІЕЗ НАН України, 1999. – 35 с.
- 4 Мельничук Ю.А. Температурно-силовые закономерности и структурно-фазовые превращения в обрабатываемом материале при точении напыленных покрытий с аморфно-кристаллической структурой // Вісник Черкаського інженерно-технологічного інституту. – 2001. – №4. – С. 77–84.
- 5 Куницкий Ю.А., Коржик В.Н., Борисов Ю.С. Некристаллические металлические материалы и покрытия в технике. – Киев: Техніка, 1988. – 198 с.
- 6 Мельничук Ю.О. Особливості точіння покриттів з аморфно-кристалічною структурою: Дис. ... к.т.н. – Київ: ІНМ НАН України, 2002. – 213 с.
- 7 Быстрозакаленные материалы: Сб. науч. тр. / Под ред.. Б. Кантора. – М.: Металургія, 1983. – 472 с.

УДК 621.369

Гевко Б.М., Дзюра В.О.
ТДТУ імені Івана Пулюя, м Тернопіль, Україна

РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ВИГОТОВЛЕННЯ ЗМІЙОВИКІВ ІНДУКТОРІВ ДЛЯ ГАРТУВАННЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

The method of making of worm-pipes of inductors for the temper of details as “bodies of rotation”, and also worm-pipes, heat exchangers, condensers, radiators for food retail, processing, pharmaceutical industry is resulted. Practical recommendations are given in relation to the choice of structural and technological parameters of worm-pipes at their making.

Вступ

Широке використання змійовиків в теплообмінниках, радіаторах, конденсаторах, а також використання індукційного нагріву для різних видів термообробки при виготовленні і відновленні деталей вимагає відповідних рекомендацій щодо методів проектування спеціального, високопродуктивного технологічного обладнання і оснащення для їх виготовлення. До нього належать і індуктори, які служать для концентрування змінного електромагнітного поля в нагрівальних зонах.

Питанням проектування і виготовлення індукторів різної конструкції і різного службового призначення присвячені роботи ряду вчених [1, 2, 3, 4]. Однак цілий ряд питань, що стосуються гартування тіл обертання по зовнішньому і внутрішньому діаметрах малих розмірів чекають свого вирішення.

Робота виконується в рамках постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільськогосподарського машинобудування на 2002...2006р.”

Метою даної роботи є обґрунтування і уточнення конструктивних і технологічних параметрів технологічного оснащення для виготовлення індукторів поверхневого нагріву і гартування тіл обертання, як при виготовленні так і при відновленні деталей машин.

Основна частина

Основною частиною індуктора є індукційний провід, конструкція якого в значній мірі визначає результати гартування. Всі типи індукторів

ділять на дві групи: індуктори для гартування на середніх (1000...10000 Гц) частотах і індуктори для гартування на високих частотах (радіочастотах).

Простішим видом індукторів є кільце, яке зігнуте з мідної або латунної труби або шини. При пропусканні змінного струму через провід індуктора навколо нього виникає магнітне поле, напруження якого періодично змінюється, а товщина мідної трубки вибирається в межах 1...1,5 мм.

Колодки індукторів виготовляють масивними з міді товщиною 8...12мм і отвори для їх закріплення до трансформаторів.

Ширина індукційного проводу при одиничному способі нагріву приблизно рівна ширині зони гартування поверхні деталі. Величина зазору між робочою поверхнею індуктора і деталлю, яка нагрівається, вибирається в межах 2...5мм, а в окремих випадках ширина загартованої полоси на 10..20% менша ширини індуктора.

Пристрій для неперервного навивання труб згідно [5] (рис. 1) виконаний у вигляді корпусу 1 з оправкою 2 і приводом 14. Правий кінець оправки виконаний у вигляді шліца 16, який є у взаємодії з шліцевою оправкою 17 з можливістю відносного осьового переміщення.

На вільному кінці згинної оправки 6 жорстко закріплена згинна втулка 18 з внутрішнім діаметром більшим зовнішньому діаметру навивної труби 5, а зовнішній діаметр згинної оправки 6 є рівним зовнішньому діаметру оправки 2.

В середині цієї оправки жорстко і концентрично встановлено палець 19, зовнішній діаметр якого є меншим внутрішнього діаметра навивної труби 5.

Формувальний ролик 4 виконаний з гвинтовими канавками 12 аналогічним навивній оправці 2 і він встановлено в кронштейні 11 з можливістю кругового і радіального переміщення. Причому, лівий кінець формувального ролика встановлено з зазором до правої сторони зовнішнього діаметра згинної втулки 6, а кронштейн 11 з корпусом 1 взаємодіють через направляючі типу «ластівчиного хвоста».

Подача навивної труби 5 в зону навивання здійснюється за допомогою подаючих роликів 12, які є у взаємодії, а величина зусилля притискання регулюється пружинами відомими методами і на кресленні не показані.

Для виведення навивної труби з зони формоутворення в лівій стійці 10 корпусу 1 виконаний наскрізний отвір 9 діаметром більшим зовнішнього діаметра навивної труби, в який жорстко встановлено жолоб 8 для відведення труби з зони формування.

Управління пристроєм здійснюється з пульта керування 13, а в разі потреби встановлюють індуктор 3 для нагрівання труби струмами високої частоти.

Робота пристрою здійснюється з його налаштування на навивання труби певних параметрів. Навивну оправку 2 і формувальний ролик 4 підбирають з врахуванням параметрів діаметра деталі, яка нагрівається і параметрів навивної труби (змійовиків): внутрішнього і зовнішнього діаметрів, кроку та інших. Навивна оправка 2 виставляється таким чином, щоб згинна втулка 6 була у верхньому положенні. В отвір згинної втулки вставляють кінець навивної труби 5, а подаючі ролики 12 налаштовують на певний діаметр, певне зусилля притиску і швидкість обертання, яка є однаковою зі швидкістю обертання оправки 2. Вмикають пристрій і навивають один виток, після чого вимикають і зупиняють пристрій. До оправки витка підводять формувальний ролик 4 і після цього знову вмикають пристрій і здійснюють процес неперервного навивання. При цьому в зоні формоутворення навивну трубу виштовхують з цієї зони формувальними подаючими роликами, а згинна оправка 6 зміщується вліво по шліцевому отвору 17 і знімається з кінця навивної оправки 6, а навивний соленоїд переміщується по жолобу 8 і транспортується в тару.

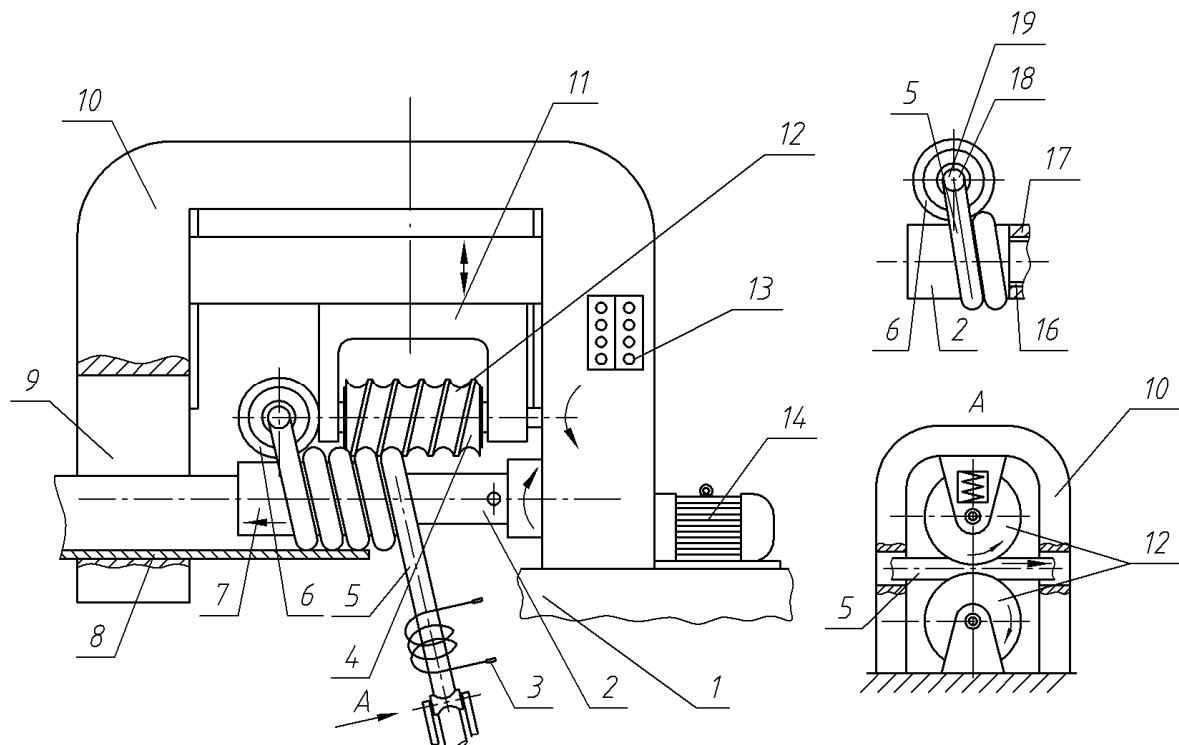


Рисунок 1 – Схема пристрою для навивання соленоїдів

В разі деформування труби при навиванні її можна заповнити піском або іншим сипким матеріалами.

Навивання гвинтових труб з міді, алюмінію латуні або інших в'язких матеріалів здійснюється на холодно, а сталевих – з підігрівом. В останньому випадку в пристрій встановлюють індуктор з нагрівання здійснюють струмами високої частоти.

До переваг пристрою відносяться велика продуктивність праці і розширені технологічні можливості.

При згині труб круглого січення згинний момент визначають із виразу [3]:

$$M = W(S + 0,7S_0), \quad (1)$$

де W – момент опору, для труб круглого січення $W = \frac{0,1(d_3^4 - d_6^4)}{d_3^4}$; d_3 – зовнішній діаметр труби; d_6 – внутрішній діаметр труби; S_0 – екстрапольова границя текучості, визначається із виразу

$$S_0 = \frac{\sigma_\epsilon(1 - 2\psi_\epsilon)}{(1 - \psi_\epsilon)^2}, \quad (2)$$

ψ_ϵ – відносне видовження в момент початку утворення шийки при розтягу зразка, умовно можна рахувати $S_0 = \sigma_\epsilon$; S – дійсне напруження (опір деформуванню) в зовнішньому (розтягнутому) волокні при згині.

Провівши заміну $S \approx S_\epsilon = (1 + \epsilon_\epsilon)\sigma_\epsilon$ і відповідні перетворення, отримаємо формулу для визначення крутного моменту при деформуванні пруткового матеріалу круглого січення:

$$M = \frac{0,1(d_3^4 - d_6^4)}{d_3^4}(1,7 + \epsilon_\epsilon)\sigma_\epsilon. \quad (3)$$

Виведені аналітичні залежності дозволяють визначити зусилля гнуття для багатьох практичних випадків при закріпленні труби одним кінцем в тиски або згинаючу машину.

Схему такої заготовки можна розглядати як консольну балку, защемлену одним кінцем, на другому кінці якої діє сила P на віддалі x .

Тоді силу згину труби із пруткового матеріалу зовнішнім діаметром d_3 і внутрішнім діаметром d_6 визначають із виразу:

$$P = \frac{0,1(d_3^4 - d_6^4)}{x \cdot d_3^4}(1,7 + \epsilon_\epsilon)\sigma_\epsilon \cdot K, \quad (4)$$

де K – коефіцієнт, який враховує особливості умов згину труб.

Цей коефіцієнт необхідно визначити експериментально з врахуванням конструкції пристрою і умов згину труби, так як часто для збереження

циліндричності поперечного січення останню заповнюють піском і в такому вигляді здійснюють формоутворення соленоїда.

На рис. 2 представлена конструкція пристрою для навивання змійовиків на 2...5 витків, скільки необхідно згідно технічних вимог. Пристрій встановлено на токарний верстат марки 16К20.

Характерною особливістю формувальної оправки і притискного ролика є наявність гвинтових напівкруглих канавок на їх зовнішніх діаметрах.

Змійовики в машинобудуванні виготовляються з м'яких матеріалів міді, латуні та алюмінію діаметром 12...16 мм з мінімальним кроком 2...5 мм. При необхідності його збільшення збільшують величину подачі на оберт, яка рівна кроку гвинтової лінії змійовика на формувальному ролику.

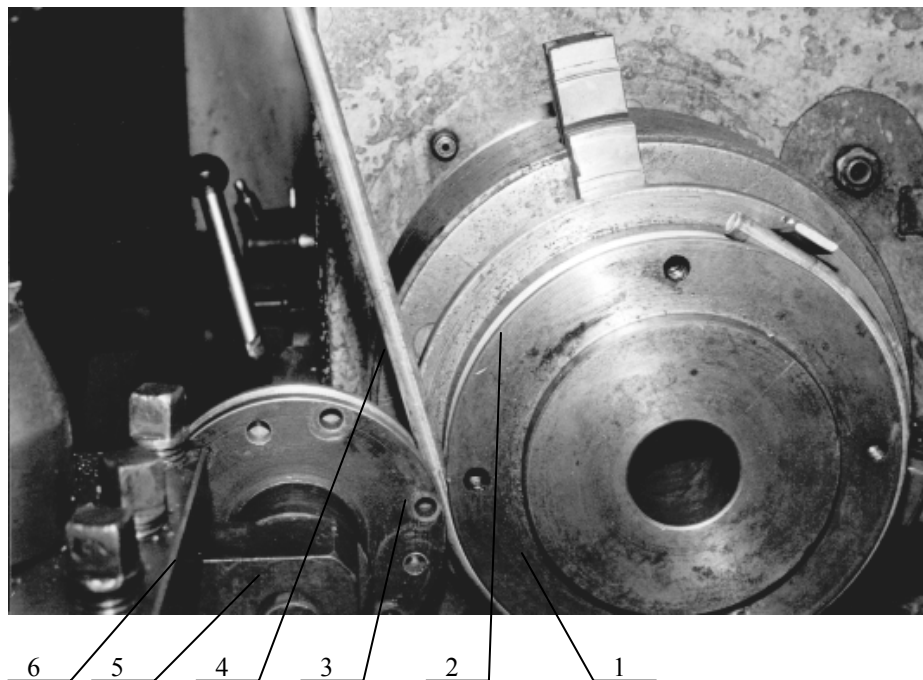


Рисунок 2 – Експериментальна установка для навивання змійовиків циліндричної форми необхідних типорозмірів

- 1 – формувальна оправка; 2 – токарний патрон верстату; 3 – притискний ролик;
4 – трубчаста заготовка; 5 – кронштейн кріплення притискного ролика;
6 – супорт верстату.

На рис.3 і рис.4 представлені результати експериментальних досліджень технологічного процесу формоутворення змійовиків з труб різного матеріалу і різних типорозмірів.

З приведених графіків видно, що зусилля формоутворення змійовиків збільшується з збільшенням діаметрів труб, а також із збільшенням діаметра оправки для навивання.

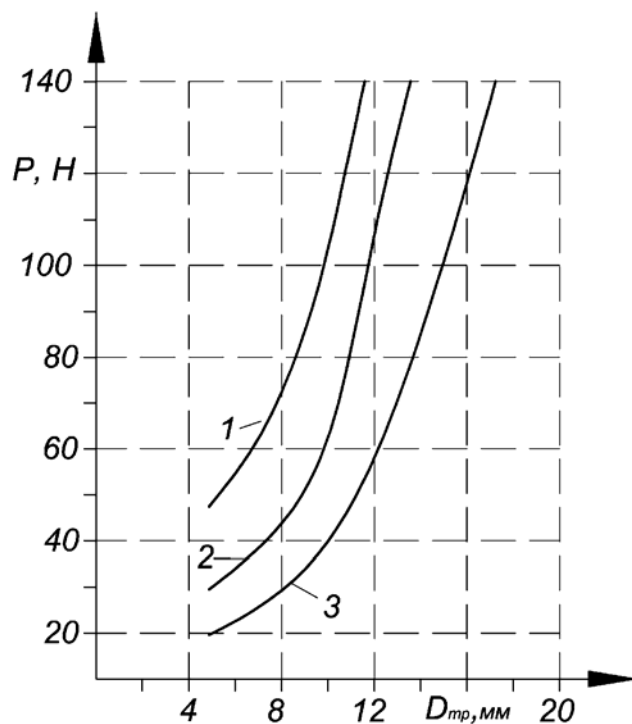


Рисунок 3 – Залежність величини зусилля формоутворення гвинтових змійовиків від діаметра трубок при діаметрі оправки 190мм і товщині стінки 1,3мм.
1 – Сталь 40X13; 2 – мідь; 3 – алюміній

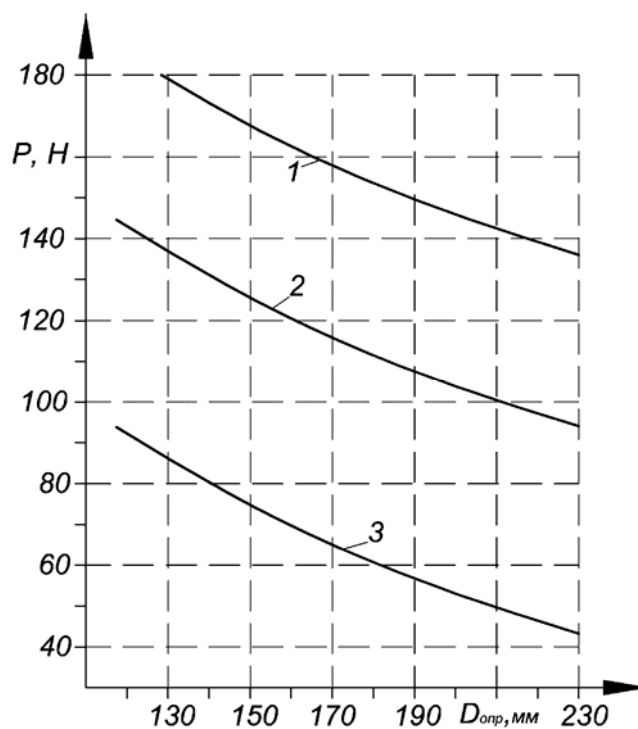


Рисунок 4 – Залежність зусилля формоутворення від діаметра вальної оправки при товщині трубки $\varnothing 12$ мм, товщині стінки трубки 1,5мм.
1 – Сталь 40X13; 2 – мідь; 3 – алюміній

Висновки

На основі приведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1 Приведена конструкція пристрою для навивання багатовиткового соленоїда для виготовлення індукторів та інших змійовиків.

2 В результаті експериментальних досліджень встановлено, що зусилля навивання гвинтових зубчастих заготовок з матеріалу Ст.40Х13, міді і алюмінію для на оправку Ø190 мм збільшується із збільшенням діаметра трубок від 30 до 120 Н.

Література

- 1 Демичев А.Д, Сергеева К.И., Якубович И.И. Закалка шестерен среднего модуля. Промышленное применение токов высокой частоты в электротермии. – М.: Л.: Машгиз, 1981. с.16-25.
- 2 А.Е. Слухачький, Индукторы, Библиотека высокочастотника-термиста, Л.: Машиностроение, 1989, 68с.
- 3 Маркове М.П., О пластическом изгибе при больших деформациях, Заводская лаборатория, 1946, №4 и 5.
- 4 Шамов А.Н. ,Бодажков В.А. Проектирование и эксплуатация высокочастотных установок.-Л.: Машиностроение, 1974.-280с.
- 5 Декларацийний патент №10288, Україна, МПК В21D11/06 Пристрій для неперервного навивання труб. Вітровий Андрій Орестович, Дзюра Володимир Олексійович, Гевко Ігор Богданович, Гевко Іван Богданович. Заявлено 06.04.2005р., опубліковано 15.11.2005, Бюл. №11

УДК 621. 839 (048)

Антонюк В.С., Возненко В.В.
НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна

ЗАКОНОМІРНОСТІ ФОРМУВАННЯ ДИСКРЕТНО-ОРІЄНТОВАНОЇ ТОПОГРАФІЇ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ ПОВЕРХОНЬ

In work there are given research of friction pare surfaces discreet oriented topography construction parameters influence on strengthening of friction surfaces at their forming of vibroimpulsive method and results are given the results of friction pare surfaces discreet oriented topography forming strengthening effect with usage of thermodynamic analysis .It's shown, that forming of friction surface with certain parameters, provide the increase of friction surface wear.

Вступ

Важливою задачею машино- та приладобудування є вирішення проблеми передчасного виходу з ладу деталей машин та приладів. Підвищення їх надійності та працездатності найбільш перспективно за рахунок використання способів інженерії поверхні, яка дозволяє створювати сприятливу технологічну спадковість і забезпечувати показники якості поверхневого шару на рівні, що відповідає максимальному підвищенню експлуатаційних властивостей деталей. Одним з прогресивних напрямків інженерії поверхні є поверхнево-пластична деформація (ППД) в результаті якої створюється поверхневий шар підвищеної твердості, з залишковими напруженнями стиску та топографією поверхні, що особливо важливо для деталей пар тертя [1]. Таку поверхню можна отримати застосувавши спосіб формування поверхні з дискретно-орієнтованою топографією (ДОТ) заданої конструкції при фінішній поверхнево-пластичній деформації.

При формуванні поверхні методами ППД ступінь деформації часто пов'язаний з наявністю значних розтягуючих залишкових напружень [2]. У зв'язку з цим важливого значення набувають процеси управління зміцненням поверхні як при виборі режимів, що забезпечують оптимальний ступінь деформації, так і при реалізації їх у виробничих умовах.

Постановка задачі

При деформаційному зміцненні в нестационарних теплових процесах основну роль відіграють процеси що супроводжують виникнення дислокацій. В процесі ударного деформаційного зміцнення, підвищена густина дислокацій розвивається за рахунок термічних напружень, які в момент імпульсної теплової дії можуть досягати значень, що перевищують границю текучості матеріалу і призводити до необоротної локальної пластичної деформації. Наведення локальної густини дислокацій полями термічних напружень в структурі металу при дії на її поверхню імпульсного теплового джерела визначається як [3]:

$$\rho = \left[\frac{b\lambda}{\alpha q_0} + \frac{K_0}{\pi a_0} \left(\frac{q_0 \tau_u}{C \cdot T_g} \right)^2 \cdot \exp\left(-\frac{E_{ef}}{kT_g}\right) \right]^{-1}, \quad (1)$$

де q_0 – густина теплового потоку зміцнюючої дії; K_0 – коефіцієнт швидкості структурних дислокаційних процесів; τ_u – тривалість зміцнюючої дії імпульсу; E_{ef} – енергія активації руху дислокацій; k – постійна Больцмана.

Потужність формування лунки P визначається роботою A , затраченою на деформацію об'єму поверхні, і тривалістю формування τ_u :

$$P = A/\tau_u,$$

де A – роботу пластичної деформації матеріалу, τ_u – термін формування мікролунок.

Робота пластичної деформації матеріалу визначається за формулою:

$$A = \int_0^{\Delta L} \sigma_T S dL,$$

де $SdL = W_n$ – об'єм zdeформованого матеріалу, що визначається як:

$$W_n = \frac{2}{3} \Psi S h,$$

де S – площа поверхні деталі, мм^3 , Ψ і h – щільність і глибина мікролунок.

Питома потужність формування визначається за формулою:

$$q_0 = P/S.$$

Після підстановки значень P і S , знаходимо:

$$q_0 = \frac{2\sigma_T \Psi h}{3\tau_u}. \quad (2)$$

Таким чином, знаючи густину наведених дислокацій можна обґрунтувати конструктивні параметри поверхні з дискретно-орієнтованою топографією сформовану віброударним методом ППД.

Основні матеріали досліджень

Технологічне забезпечення робочих поверхонь з дискретно-орієнтованою топографією полягає у формуванні динамічним віброударним методом ППД еліпсоподібних мікролунок. Для формування еліпсоподібних мікролунок зі щільністю 15 - 45% та глибиною 10 - 40 мкм використовували спеціальний пристрій встановлений в різцеутримувачі токарного верстата. Пристрій має ударний інструмент – бойок з алмазним наконечником [4].

Аналіз розрахунків показав, що для сплаву АК6 ГОСТ 4784-97 при коефіцієнті швидкості дислокаційних процесів – $K_0 = 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}$ збільшення густини теплового потоку до величини $q_{\text{max}} \sim 3,5 \cdot 10^7 \text{ Вт}/\text{м}^2$ приводить до підвищення густини дислокацій, а значить і ступеню зміцнення поверхні (рис. 1). Подальше збільшення густини теплового потоку приводить до зниження густини дислокацій за рахунок збільшення їх рухомості і анігіляції. Таким чином можна зробити висновок, що при зміцненні поверхні потужність дії інструменту не повинна перевищувати критичної межі.

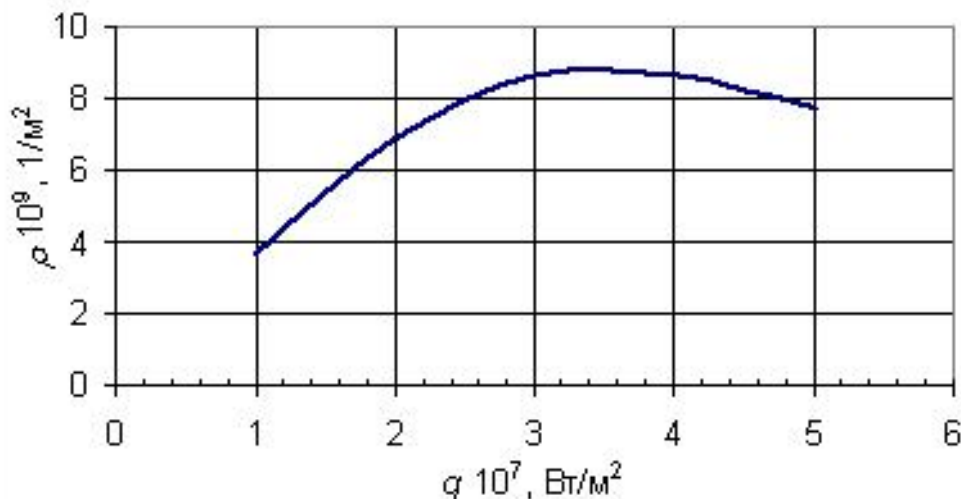


Рисунок 1 – Залежність наведеної густини дислокацій ρ в матеріалі АК6 від густини теплового потоку q .

На рисунку 2 приведена залежність наведеної густини дислокацій (ρ) від конструктивних параметрів дискретно-орієнтованої поверхні для матеріалу АК6 при формуванні мікролунок з питомою потужністю q_0 . Як

видно з рис. 2, існує оптимальна область для співвідношення h і Ψ , при яких густина дислокацій максимальна.

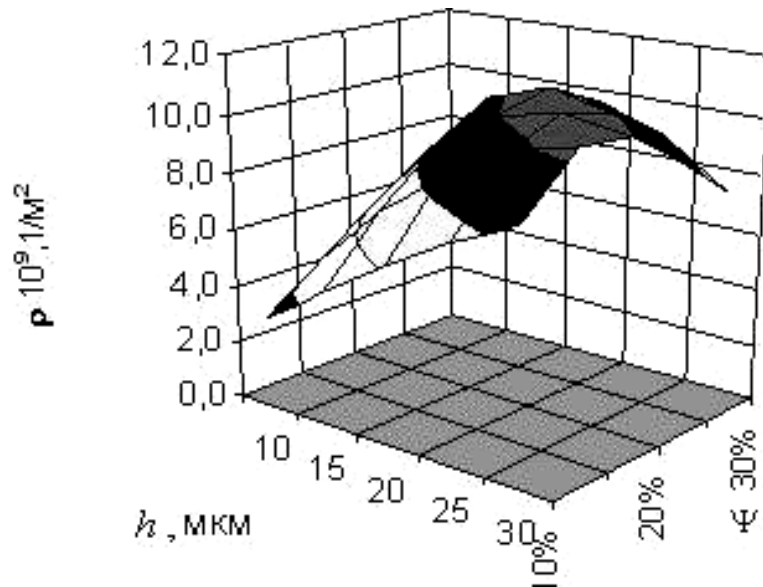


Рисунок 2 – Залежність наведеної густини дислокацій в сплаві АК6 від глибини (h) та щільності мікролунок (Ψ) при формуванні поверхні з ДОТ.

Для визначення цієї області диференціюємо залежність $\rho=f(q_0)$, зробивши заміни $x = q_0$, $k_\theta = \frac{E_{ef}}{kT_g}$, і прирівнюємо до нуля:

$$\frac{d}{dx} \left[\frac{b \cdot \lambda}{\alpha \cdot x} + \frac{K_0}{\pi \cdot a} \left(\frac{\tau_u}{c\rho \cdot T_g} \right)^2 \cdot x^2 \cdot e^{-k_\theta} \right]^{-1} =$$

$$= \frac{-1}{\left[\frac{b \cdot \lambda}{\alpha \cdot x} + \frac{K_0}{\pi \cdot a} \left(\frac{\tau_u}{c\rho \cdot T_g} \right)^2 \cdot x^2 \cdot e^{-k_\theta} \right]^2} \cdot \left[-\frac{b \cdot \lambda}{\alpha \cdot x^2} + 2 \frac{K_0}{\pi \cdot a} \left(\frac{\tau_u}{c\rho \cdot T_g} \right)^2 \cdot x \cdot e^{-k_\theta} \right] = 0 \quad (3)$$

Параметр k_θ визначає температурну залежність активаційних процесів переміщення дефектів структури і знаходиться в межах $k_\theta \sim 0,6 \div 3$ в залежності від механізмів взаємодії дефектів з кристалічною структурою. Для розрахунків приймають $k_\theta \sim 0,6$ [5]. Величина тривалості імпульсу ударного інструменту пристрою становила $\tau_u = 4,2 \cdot 10^{-2}$ с.

Визначаємо параметр q_{max} , що відповідає максимальному зміцненню поверхні при розв'язанні рівняння (3) відносно x :

$$q_{max} = \frac{\sqrt[3]{4 \cdot b \cdot \lambda \pi a (c\rho)^2 T_g^2 \cdot K_0^2 \cdot \tau_u \cdot \alpha^2}}{2K_0 \cdot \tau_u \cdot \alpha}$$

Звідси оптимальна питома потужність формування ДОТ поверхні сплаву АК6 становить: $q_{max} = 3,239 \cdot 10^7 \text{ Вт/м}^2$.

В результаті підстановки виразу для q_{max} в формулу (2) отримаємо залежність допустимих значень щільності і глибини мікролунок:

$$\Psi = \frac{q_{max} 3\tau_u}{2\sigma_T h}. \quad (4)$$

Максимально допустимі конструктивні параметри ДОТ поверхні тертя деталі з АК6 при формуванні мікролунок методом ППД, що визначені за формулою (4), обмежені кривою 1 при границі текучості матеріалу $\sigma_T = 320 \text{ МПа}$ та кривою 2 – при $\sigma_T = 300 \text{ МПа}$ (рис. 3). Чим менша границя текучості, тим менша необхідна потужність формування, тим більшу треба задати щільність і глибину мікролунок.

Таким чином, визначено область (А) допустимих конструктивних параметрів поверхні з ДОТ при формуванні віброударним методом ППД, що обмежена допустимими значеннями потужності формування (крива 3), несучої здатності (крива 2) [6] та мастилоємності поверхні тертя (крива 1) [7]. При формуванні поверхні тертя з ДОТ на деталі з АК6 глибину і щільність мікролунок необхідно вибирати з параметрів, які знаходяться в області А. (рис. 4).

Аналіз отриманих результатів показав, що зменшення шорсткості поверхні призводить до зменшення мастилоємності, зменшення максимального робочого навантаження та границі текучості матеріалу спричиняють збільшення несучої здатності та потужності відповідно.

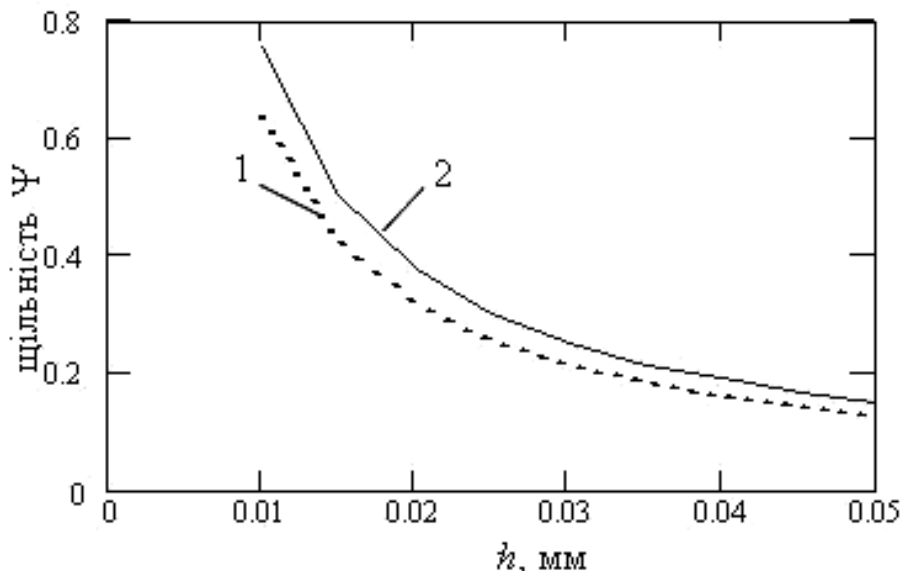


Рисунок 3 – Залежність допустимої щільності мікролунок $\Psi_{доп}$ від їх глибини $h_{доп}$: $\sigma_T = 320 \text{ МПа}$ (1) та $\sigma_T = 300 \text{ МПа}$ (2).

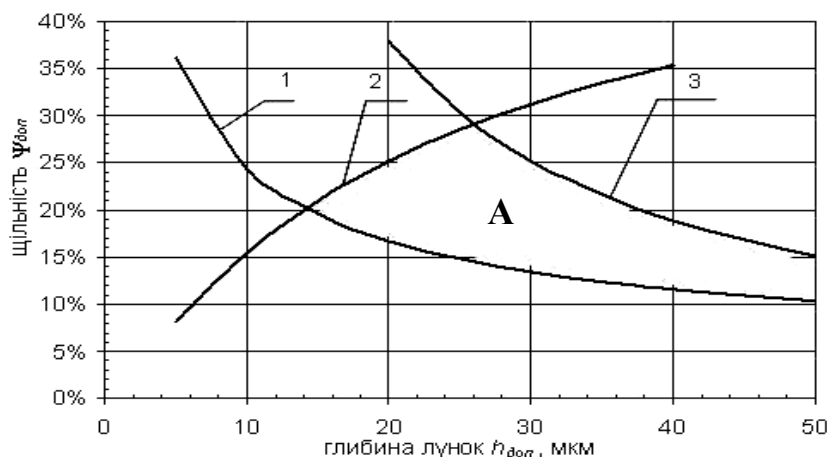


Рисунок 4 – Залежність допустимої щільності $\Psi_{доп}$ від глибини мікролунок $h_{доп}$ ДОТ поверхні тертя на деталі АК6 з шорсткістю поверхні $Ra \sim 0,8$ мкм: мінімально допустима мастилоємність (1); максимально допустима по несучій здатності поверхні тертя при робочому тиску на поверхню 60 МПа (2); максимально допустима по потужності формуючого імпульсу $q_{max} = 3,239 \cdot 10^7$ Вт/м² при $\sigma_T = 300$ МПа (3); – допустима область конструктивних параметрів дискретно-орієнтованої поверхні.

Результати експериментальних досліджень

Проведено експериментальне дослідження лінійної інтенсивності зношування поверхонь з дискретно-орієнтованою топографією втулок зі сплаву АК6 ГОСТ 4784-97 в парі тертя з контртілом зі сталі 18Х2Н4МА ГОСТ 4543-71 з використанням мастила ХФ 12-16 ГОСТ 5546-86 за планом повного факторного експерименту ПФЕ 2^3 . Як варійовані фактори вибрані: P – нормальне навантаження на пару тертя в діапазоні 55...148 Н, який на 25% нижчий і 75 % вищий за робочий (80 Н); Ψ – щільність мікролунок ДОТ поверхні тертя втулки в діапазоні 15...40 %; h – глибина еліпсоїдної лунки в діапазоні 10...40 мкм. Частота обертання контртіла становила 1420 об/хв, час випробувань кожної пари тертя – 10 годин.

Дослідження визначило залежність інтенсивності зношування деталей пари тертя від параметрів ДОТ поверхні: щільності та глибини мікролунок, робочих навантажень P в парі тертя. Зі зростанням навантаження у вузлі інтенсивність зношування збільшується, що пов'язано зі зростанням енергетичних параметрів поверхні за рахунок збільшення питомого тиску, які знижують міцність поверхні. ДОТ поверхні зменшує інтенсивність зношування у всьому діапазоні навантаження. При допустимій глибині мікролунок 25 мкм та збільшенні їх щільності від 10% до 25% інтенсивність зношування зменшується в $\sim 2,3$ рази незалежно від навантаження. При постійній щільності мікролунок ($\Psi = 25\%$) зміна їх глибини від 10 мкм до 30 мкм зменшує інтенсивність зношування в $\sim 2,7$ рази.

Висновки та перспективи розвитку

У роботі проведено дослідження впливу дискретно-орієнтованої топографії на зносостійкість поверхні тертя. Визначена область оптимальних геометричних параметрів топографії поверхні за функціональним призначенням.

Як показують результати експерименту, формування ДОТ поверхні пар тертя з параметрами, визначеними в допустимій області за запропонованим методом в діапазоні експлуатаційних навантажень вузла, підвищує зносостійкість поверхонь тертя в 1,5...3 рази. Збільшення щільності і глибини мікролунок призводить до зростання питомого тиску за рахунок зменшення несучої поверхні тертя та збільшення мастилоємності поверхні. Застосування поверхонь пар тертя з дискретно-орієнтованою топографією показує високі антифрикційні властивості цієї поверхні при терті ковзанням.

Література

- 1 Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.
- 2 Триботехнология формирования поверхностей / Чеповецкий Н.Х., Ющенко С.А., Бараболя А.В., Павлиский В.М., Огородник В.В., Ляшко В.А., Дмитриева Т.В. – К.: Наукова думка, 1989. – 229 с.
- 3 Ким В.А. Самоорганизация в процессах упрочнения, трения и изнашивания режущего инструмента.– Владивосток: Дальнаука.– 2001.– 203 с.
- 4 Заява на пат. України № а 2005 00396, МКИ 7F16C33/14. Спосіб виготовлення поверхонь тертя / Антонюк В.С., Вовк В.Д., Возненко В.В., Пономаренко А.І., Старицький Л.П., Цирук В.Г.; ВАТ „НВК “Київськ. з-д автоматики ім. Г.І. Петровського”; Заявл. 17.01.2005.
- 5 Дубровский И.М., Егоров Б.В., Рябошапка К.П. Справочник по физике.– К.: Наукова думка, 1989. – 558 с.
- 6 Возненко В.В. Обґрунтування параметрів дискретно-орієнтованих поверхонь деталей пар тертя // Зб. наук. пр. НТУ „ХП” «Високі технології в машинобудуванні». – Харків, 2005.– Вип.2(11). – С.74-83.
- 7 Возненко В.В. Підвищення експлуатаційних характеристик робочих поверхонь пари тертя // «Вісник НТУУ „КП”. Приладобудування – 2003». – К.: НТУУ “КП”, 2003. – Вип. 26. – С.73-81.

УДК 621.3

Ковалевский С.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

КОРПОРАТИВНАЯ КУЛЬТУРА КАК СРЕДА ФОРМИРОВАНИЯ СИСТЕМЫ ЦЕННОСТЕЙ СТУДЕНТА И ВЫПУСКНИКА ВУЗА

The problem of receipt of goods of necessary quality is examined in this article. Intercommunication between the modes of cutting and error of treatment is shown. Dependence of exactness of treatment from inflexibility of machine-tool and cutting modes is probed.

Корпоративная культура как одна из важнейших составляющих любой организации, в том числе – вуза, в настоящее время представляет собой объект повышенного внимания со стороны менеджеров различного уровня. Это можно объяснить тем, что учет факторов, формирующих корпоративную культуру организации непосредственно способствует повышению ее эффективности. Фактически, корпоративная культура организации сегодня должна рассматриваться как основа корпоративного управления с развитой системой мотивации труда ее персонала.

Рассматривая корпоративную культуру (КК) как основу системы управления процессами вуза необходимо учитывать, что понятие КК является весьма условным и в организации при различных условиях проявляется по-разному. Это свойство многоликости КК отражает ее системную сущность. Рассматривая систему с тех или иных позиций, мы имеем реальную возможность «увидеть» различные типы КК. При этом КК остается системой отношения и взаимоотношения людей в данной организации. Для вуза это тем более важно, поскольку именно люди формируют передаваемый студентам поток знаний, где субъект и объект должны находиться в системном отношении. Здесь очень важна определенность типа КК, соответствие формальной и неформальной составляющих КК.

Тип КК зависит от того, какова базовая и формируемая система ценностей в организации. Для любого коллектива можно выделить от 15 до 25 основных ценностей, которыми можно охарактеризовать персонал организации. Различия в КК, таким образом, будет определяться сочетаниями ценностей персонала в целом и каждого члена организации в частности. Приверженность коллектива одной конкретной системе ценностей (моносистемность) несомненно важнее и в смысле

эффективности предпочтительнее полисистемности ценностей. Однако, в условиях эволюции надсистемы или в условиях включения в систему новых субъектов (открытость системы образования, следование принципам европейской интеграции) неизбежно следует «рассогласование» системы внутри организации и вне ее. Возникает полисистемность ценностей,

Ценности организации это совокупность ценностей каждого ее члена, поэтому необходима их единая система, позволяющая комфортно ощущать себя как преподавателю, научному работнику, администратору, сотруднику, так и студенту, работодателю, абитуриентам и их родителям. На этом пути есть два основных способа сделать эти ценности общими.

Первый – объединение коллектива единой духовной средой на основе действительных или мифологизированных элементов его истории, традициях, обычаях и соответствующих им поведенческих установках.

Второй – формирование системы ценностных установок в процессе воспитания и создания ситуаций, способных изменить, скорректировать ценностные установки каждого субъекта коллектива. Это возможно на основе формирования среды с ясными целевыми установками и критериями их достижения, четко сформулированными задачами и выделенными ресурсами для их решения. В этой связи следует различать понятия стратегических целей и миссии организации. Миссия – недостижима как горизонт, который манит и притягивает ищущую, творческую личность. Но именно миссия очерчивает контур корпоративной культуры организации и при изменении стратегических и тактических целей обеспечивает живучесть КК, а следовательно и само существование организации.

Наряду со свойствами КК организации обладает определенными функциями, учет которых позволяет построить эффективную систему управления. Функциями КК, по мнению многих исследователей, являются:

- функция воспроизводства лучших элементов корпоративной культуры, продуцирование новых ценностей и их накопление;
- функция оценочно-нормативная, где на основе сравнения реального поведения человека, группы, корпорации с существующими нормами культурного поведения и идеалами можно говорить о позитивных и негативных действиях, гуманных и негуманных, прогрессивных и консервативных;
- функция корпоративной культуры как индикатора и регулятора поведения работников;

- функция познания и усвоения корпоративной культуры, осуществляемая на стадии адаптации работника, способствует его включению в коллективную деятельность, определяет его успешность и дальнейший карьерный рост;
- функция превращения корпоративных ценностей организации в ценности личные, либо вступление в состояние конфликта;
- функция коммуникативности, когда через ценности, принятые в организации, нормы поведения и другие элементы культуры обеспечивается взаимопонимание сотрудников и их взаимодействие;
- функция сохранения и накопления опыта организации.

В связи с изложенным, актуальной является организация эффективной воспитательной работы всех субъектов в вузе. Нельзя рассматривать работу вуза с позиций деидеологизированной организации, когда для вуза важна только познавательная учебная и научная деятельность. Рынок труда, определяющий развитие рынка образовательных услуг, выдвинул новые требования к подготовке будущих специалистов, в числе которых немаловажное значение приобретают личностные качества и уровень развития общей культуры. Вуз должен, наряду с подготовкой профессионала, обладающего набором специальных знаний и навыков, формировать личность с заданными характеристиками. Опыт показывает, что обучение, исключаящее духовно-нравственную составляющую и ориентированное лишь на передачу максимального объема знаний и освоение технологий, не обеспечивает профессиональную успешность специалиста. Студента, наряду с передачей ему знаний, необходимо приобщать к системе ценностей.

Утвердилось мнение о том, что учебному заведению достаточно образовывать специалистов, а качества его характера – это личное дело каждого. Опыт показывает, что обучение, исключаящее духовно-нравственную составляющую и ориентированное лишь на передачу максимального объема знаний и освоение технологий, не обеспечивает профессиональную успешность специалиста. Сегодняшняя задача состоит в том, чтобы процесс профессионального образования связать с процессом воспитания [1]. Очень важно, какого профессионала готовит вуз. Еще более важно, какого типа личность пытается сформировать, какой совокупности этических норм он будет следовать.

Корпоративная культура присутствует в каждом учреждении, независимо от того, осознает это коллектив или нет. Но когда нет осознания, нет ее четкой диагностики – процессы развиваются стихийно, и студенческая культурная среда всегда будет зеркальным отражением культурной среды преподавателей со всеми ее стихийно сложившимися случайностями. Корпоративной культурой следует заниматься столь же пристально, как любыми другими аспектами деятельности учебного учреждения. В первую очередь необходимо уметь осуществлять диагностику КК, определять направления ее развития, анализировать факторы, оказывающие на нее наибольшее воздействие, осуществлять необходимую корректировку ее элементов и параметров. В этих условиях актуализируется роль преподавателя вуза, который независимо от преподаваемой им науки, стремится сформировать из своих студентов не только профессионалов, но и культурных людей на примере собственного образа жизни.

Каждый преподаватель, каждая кафедра, каждый факультет, каждое подразделение и вся академия в целом должны соответствовать общей модели корпоративной культуры и следовать провозглашенной вузом системе ценностей. Диагностика уровня КК в каждом подразделении академии и в студенческих группах, мониторинг влияния различных факторов на систему ценностей студентов и их соответствующая коррекция – такова основа системы учебно-воспитательной работы академии в свете формирования конкурентоспособного вуза, ориентированного на международное признание.

Литература

- 1 Барановский А.И. Инновационный вуз на рынке образовательных услуг: монография /А.И. Барановский, В.Г. Вольвач. - Омск:Изд-во Ом. экон. ин-та, 2005.-171 с

УДК 621.791.92

Кассов В.Д., Литвинов А.П., Куций А.М.
ДГМА, г. Краматорск, ПГТУ, г. Мариуполь, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ СОСТАВА ЭЛЕКТРОДА ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The mathematical model of calculation of an optimal structure of a powder welding rod for a surfacing and strengthening of the tool is offered.

Введение

Наплавка порошковыми электродами является рациональным технологическим приемом при изготовлении новой и восстановлении отработанной инструментальной оснастки. Для экономного использования инструментальных сталей и продления срока службы инструмента металл наплавки должен отвечать строго определенным физико-химическим свойствам. Рекомендуемые композиции порошковых электродов многокомпонентны, сложны и представляют собой оптимум, в той или иной мере удовлетворяющий совокупности требований, предъявляемым к наплавочным материалам. Анализ этих рекомендаций с единых теоретических позиций [1] показал, что потери легирующих элементов при прочих равных условиях зависят от окислительного потенциала газовой фазы, количества газошлакообразующих компонентов и основности исходного шлака.

Основная часть

В процессе плавления порошкового электрода происходит взаимодействие капле жидкого металла с шихтой сердечника. Вблизи реакционной поверхности образуется тонкий слой шлака, через который осуществляется конвективный подвод металлических частиц наполнителя и их растворение в капле. В реакционной области сварки одновременно протекают два противоположных процесса:

- а) прямое растворение в каплях или сварочной ванне металлических добавок из сердечника порошкового электрода;
- б) окисление этих добавок в твердой фазе газообразными окислителями, выделяющимися из сердечника порошкового электрода при его нагреве, а также окисление жидкого металла после перехода легирующих добавок из шихты в металл капле и сварочной ванны образующимся шлаком и кислородом газовой фазы.

Результат этих процессов взаимодействия между металлом, шлаков и кислородом газовой фазы в конечном итоге определяется двумя группами факторов: физическими, обеспечивающими подвод реагентов к поверхности реакции и определяющими взаимодействие фаз, и химическими, которые определяют характер и интенсивность физико-химических процессов [2]. Физические условия взаимодействия металла со шлаком и кислородом газовой фазы при наплавке порошковыми электродами определяются большим числом взаимосвязанных факторов: относительная реакционная поверхность, продолжительность взаимодействия, соотношение взаимодействующих масс металла и шлака, температурные и гидродинамические условия, определяющие массообмен и скорость реакции [3]. Одновременно эти параметры сами находятся в сложной зависимости от состава компонентов шихты, размеров и времени существования капель и сварочной ванны.

Расчет состава шихты порошкового электрода по известному содержанию легирующих элементов в наплавленном металле осуществляли по разработанному алгоритму.

Этап 1. Исходя из заданного химического состава наплавленного металла, следует выбрать тип газшлакообразующей системы. Рекомендации по выбору содержания и соотношения газшлакообразующих материалов некоторых систем приведены в работах [2,4,5]. Для обеспечения стабильности дугового процесса, минимальных потерь легирующих элементов, надлежащей защиты расплавленного металла от воздуха целесообразно применять в качестве шлакообразующих материалов плавиковый шпат, перовскитовый, нефелиновый концентрат, конверторный ванадиевый шлак и др. при содержании карбонатов в газшлакообразующей части шихты не выше 25...30 % и общем количестве газшлакообразующих компонентов не более 8...10 %.

Этап 2. По известному составу газшлакообразующих компонентов вычислить основность исходного шлака K_0 и содержание CO_2 в электроде по формулам:

$$K_0 = \frac{CaO + MgO + BaO + Na_2O + K_2O + CaF_2 + 0,5(MnO + FeO)}{SiO_2 + 0,5(TiO_2 + ZrO_2 + Al_2O_3)}; \quad (1)$$

$$CO_2 = A_{CO_2} \cdot Q_K \cdot C_{ГШ}, \quad (2)$$

Расчет количества CO_2 в формуле (2) производили на основе известного содержания газшлакообразующих компонентов порошкового электрода $C_{ГШ}$, доли карбонатов в газшлакообразующей части шихты Q_K и доли углекислого газа, выделяющегося в результате разложения единицы

массы карбонатов A_{CO_2} . Например, если $C_{ГШ}=10\%$, $Q_K=0,25$, а в качестве газообразующего компонента применяется карбонат кальция, то $A_{CO_2}=0,48$. Тогда $CO_2 = 0,48 \cdot 0,25 \cdot 10\% = 1,2\%$.

Значения Me_n , $C_{ГШ}$, K_0 , CO_2 подставить в статистическую модель комплексного легирования (3), представляющую собой систему нелинейный уравнений, базирующуюся на физико-химических условиях взаимодействия фаз при дуговой наплавке порошковыми электродами [6]:

$$\begin{aligned}
 C_H &= 0,01C(50,5 + 3,9\sqrt{C} + 2,5\sqrt{Mn} + 5,1\sqrt{Si} + 0,6Cr + 3,0\sqrt{V} + 6,6\sqrt{Ti} - \\
 &- 2,5\sqrt{C_{ГШ}} + 1,3\ln K_0 - 2,2CO_2); \\
 Mn_H &= 0,01Mn(62,4 + 2,5\sqrt{C} + 4,2\sqrt{Mn} + 5,3\sqrt{Si} + 1,5Cr + 1,2V + 3,5\sqrt{Ti} - \\
 &- 4,1\sqrt{C_{ГШ}} + 2,4\ln K_0 - 3,2CO_2); \\
 Si_H &= 0,01Si(43,3 + 4,8\sqrt{C} + 3,7\sqrt{Mn} + 7,2\sqrt{Si} + 1,5\sqrt{Cr} + 0,5V + 3,8\sqrt{Ti} + \\
 &+ 1,5\sqrt{C_{ГШ}} - 2,1\ln K_0 - 3,6CO_2); \\
 Cr_H &= 0,01Cr(82,3 + 0,5C + 1,4\sqrt{Mn} + 1,2\sqrt{Si} + 0,2Cr + 0,8Ti - \\
 &- 1,2\sqrt{C_{ГШ}} + 0,3\ln K_0 - 1,6CO_2); \\
 V_H &= 0,01V(79,4 + 2,1\sqrt{Mn} + 1,2\sqrt{Si} + 1,2V + 0,6Ti - 0,7\sqrt{C_{ГШ}} + 0,3\ln K_0 - \\
 &- 1,5CO_2); \\
 Mo_H &= 0,01Mo(98,3 + 0,15Mo - 0,3C_{ГШ} - 0,5CO_2); \\
 W_H &= 0,01W(97,6 + 0,2W - 0,2C_{ГШ} - 0,4CO_2);
 \end{aligned} \tag{3}$$

где C_n, \dots, W_n – концентрация легирующих в наплавленном металле, %;
 C, \dots, W – концентрация легирующих в порошковом электроде, %.

Рассчитать легирующую часть порошкового электрода методом итераций относительно неизвестных значений Me с точностью до 0,01%. Для этого каждое уравнение системы (3) надо записать в виде:

$$Me = \frac{Me_H}{f(Me, C_{ГШ}, K_0, CO_2)} \tag{4}$$

Далее задать начальное содержание легирующих элементов в порошковом электроде. Обычно в качестве начального приближения выбирают содержание легирующих элементов в наплавленном металле, то есть $Me^{(0)} = Me_H$. Эти величины подставить в правую часть системы (4) вместо неизвестных значений Me и вычислить новое содержание легирующих элементов в электроде $Me^{(1)}$. Взяв затем этот состав за новое приближение, вычислить $Me^{(2)}$. Расчет вести до тех пор, пока для всех легирующих элементов не выполнится неравенство:

$$|Me^{(n+1)} - Me^{(n)}| < 0,01.$$

Этап 3. По заданным содержанию газошлакообразующих материалов $C_{ГШ}$ в электроде и коэффициенту заполнения K_3 определить количество газошлакообразующих материалов в шихте (%):

$$Q_{ГШ} = C_{ГШ} / K_3 \quad (5)$$

Этап 4. По рассчитанной концентрации легирующих элементов Me в порошковом электроде определить их содержание в сердечнике:

$$Me_{Ш} = \frac{Me \left(1 - C_{ГШ} / 100\right) - Me_0(1 - K_3)}{K_3}, \quad (6)$$

где $Me_{Ш}$, Me_0 – содержание элементов в шихте и оболочке электрода, %.

Этап 5. Определить содержание ферросплавов Q_j в сердечнике путем решения системы линейных уравнений методом исключения:

$$100Me_{Шi} = \sum_{1 \leq j \leq p} a_{ij} Q_j, (i = \overline{1, p}), \quad (7)$$

где $Me_{Шi}$ – содержание i -го легирующего элемента в шихте, %;

Q_j – концентрация компонента (ферросплава) в шихте порошкового электрода, %;

a_{ij} – содержание i -го легирующего элемента в j -ом компоненте, %.

Этап 6. Рассчитать количество железного порошка в шихте порошкового электрода, которое дополняет общее содержание ферросплавов и газошлакообразующих материалов до 100 %:

$$Q_{Fe} = 100 - \left(\sum_{1 \leq j \leq p} Q_j + Q_{ГШ} \right). \quad (8)$$

Если указанная разность меньше нуля, расчет повторить для большего значения K_3 , начиная с этапа 3, или выбрать другую систему газошлакообразующих компонентов с меньшими значениями $C_{ГШ}$ и CO_2 , и повторить расчет с этапа 2.

Данный алгоритм реализован на ЭВМ в виде паскаль-программы. Например, задача получить наплавленный металл состава (%): 0,8C; 0,9Mn; 0,9Si; 4,0Cr; 1,8V; 0,3Ti; 1,5Mo; 4,0W – была решена за 8 итераций. При содержании в порошковом электроде 8 % газошлакообразующих компонентов, а в газошлакообразующей части шихты 20% мрамора, при основности исходного шлака $K_0=7,0$ и коэффициенте заполнения $K_3=0,37$ получен следующий состав сердечника (%): 21,6 $Q_{ГШ}$; 2,2 FeMn; 8,9FeSi; 15,5FeCr; 9,65FeV; 5,1FeTi; 5,6FeMo; 13,5FeW; 2,5 графита; 15,45 ферропорошка.

Были изготовлены порошковые проволоки, в качестве газшлакообразующих для которых использованы: плавиковый шпат, мрамор, нефелин – полевошпатовый продукт, нитрил акриловой кислоты, стирол, диаллилфталат [7]. При наплавке инструмента на режиме: $I_{CB}=260...300A$, $U_{д}=26...28В$, скорость наплавки 22м/ч, – получено следующее содержание легирующих элементов в третьем-четвертом слое (%): 0,85C; 0,83Mn; 0,96Si; 4,09Cr; 1,76V; 0.28Ti; 1,53Mo; 3,94W.

Выводы

Использование данной методики расчета послужило основой для ряда инженерных решений: разработаны рациональные составы порошковых электродов с улучшенным комплексом служебных характеристик для регенерации конструктивных размеров режущей части инструмента, обеспечивающие удовлетворение регламентации их надежности и долговечности, соблюдение принципов взаимозаменяемости и экономичности.

Литература

- 1 Кассов В.Д., Билык Г.Б. Полиномиальная модель оптимизации сварочно-технологических свойств порошковой проволоки. Часть 1. Трехкомпонентная система // Сб. науч. статей. Выпуск 3.– Краматорск: ДГМА, 1996.– С. 377-383.
- 2 Билык Г.Б., Кассов В.Д. Влияние состава материала сердечника самозащитной порошковой проволоки на параметры переноса и потери электродного металла // Сварочное производство.– 1988.– №2.– С. 7–9.
- 3 Походня И.К., Суптель А.М., Шлепаков В.Н. Сварка порошковой проволокой.– К.: Наукова думка, 1972.– 223 с.
- 4 Карпенко В.М., Кассов В.Д. Переход легирующих элементов при вибродуговой наплавке самозащитной порошковой проволокой // Сб. науч. статей. Выпуск 2.– Краматорск: ДГМА, 1994.– С. 150-156.
- 5 А.с. 1260160 СССР, МКИ В23К 35/368. Порошковая проволока для сварки малоуглеродистых низколегированных сталей / В.Д. Кассов, Г.Б. Билык, В.Т. Журба, В.И. Ковалев.– Оpubл. 30.09.86. Бюл. №36.
- 6 Кассов В.Д. Расчетно-экспериментальная модель комплексного легирования металла, наплавленного порошковым электродом // Вестник Приазовского государственного технического университета: Сб. науч. трудов. – Мариуполь, 2001.– Вып. № 10.– С.121-124.
- 7 А.с. 1632715 СССР, МКИ В23К 35/368. Состав электродного покрытия / В.Д. Кассов, А.А. Кузнецов, В.В. Зайцева, А.В. Бондаренко.– Оpubл. 07.03.91. Бюл. №9.

УДК 658.512:621.9

Філіппова М.В., Вислоух С.П.
НТУУ "КПІ", г. Київ, Україна

КОМПЛЕКСНЕ КОНСТРУЮВАННЯ ОПТИКО-МЕХАНІЧНИХ ВИРОБІВ ТА АВТОМАТИЗОВАНЕ ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ЇХ СКЛАДАННЯ

In the article the questions of development of the system of the automation planning of technological processes of assembling works are considered on the basis of classification of optikomechanical wares and creation of processes of groups of their drafting.

Вступ та постановка задачі

Зростаюча конкуренція, складність продукції, що випускається, потребують від виробництва складних наукоємних виробів проведення реструктуризації та впровадження нових інформаційних технологій.

Автоматизація інженерної праці на основі широкого та ефективного використання ЕОМ є одним з основних елементів автоматизації сучасного виробництва, що охоплює весь виробничий цикл – від розробки нового виробу до його складання, реалізації та сервісного обслуговування.

Необхідність автоматизації праці інженера пов'язана з постійним зростанням об'ємів та темпів випуску виробів приладобудування та необхідністю скорочення матеріальних витрат на їх виготовлення, що обумовлено жорсткими вимогами до якості та гнучкості приладобудівного виробництва. Здійснення цих вимог стало можливим на основі широкого використання обчислювальної техніки на всіх етапах виробництва.

Безперервне ускладнення сучасних виробів, вимоги, які постійно підвищуються до їх надійності, якості та техніко-економічних показників, необхідність скорочення строків розробки виробів, зменшення їх трудоемності та вартості, а також підвищення ефективності праці інженерів – проектувальників, конструкторів та технологів є основними підставами для створення та впровадження систем автоматизації проектування.

В роботах А.П. Гавриша, Н.М. Капустина, В.М. Корсакова розглянуті питання розробки та інформаційного опису технологічних процесів складання як одного з основних етапів в процесі розробки нового виробу, розвитку методів автоматизації їх проектування. В них також наведені дослідження, що направлені на технологічне обґрунтування проектних рішень та оптимізацію технологічного процесу складання на основі структурно-логічних або теоретичних молей процесу складання. Однак там недостатньо викладені методи автоматизованого формування самих моделей. Шляхи до вирішення даної проблеми розглядаються в роботах

В.В. Павлова та Б.Є. Челіщева. В них сформульовані технологічні властивості конструкцій виробів, а їх вплив на порядок встановлення деталей представлено у вигляді умов доступу та базування. Сучасні дослідження А. Гонсалеса-Сабатера, В.М. Давигори, В.А. Пасічника та В.М. Корінькова направлені на теоретичне обґрунтування структури проектування, розробку інформаційних моделей об'єктів виробництва та виробничих процесів, формалізоване представлення проектних процедур, а також створення методів їх виконання. Звідси можна зробити висновок, що технологічна підготовка складання в даний момент виражена у слабоформалізованих знаннях. Також недостатньо приділена увага інформаційному наповненню розроблених моделей та удосконаленню методів ідентифікації структури об'єкту та процесу складання, необхідних для автоматизованого проектування технологічних процесів.

Останнє стало підставою виникнення комп'ютерних інформаційних систем керування та забезпечення інформацією нового типу, що охоплюють весь життєвий цикл виробів та мають назву CALS-систем [1]. На розв'язання питань таких систем орієнтована і сучасна українська наука. На кафедрі виробництва приладів Національного технічного університету України "Київського політехнічного інституту" ведуться роботи зі створення систем наскрізного комп'ютеризованого проектування виробів приладобудування. Особливістю системи є інтеграція систем автоматизованого конструкторського проектування та системи проектування технологічних процесів.

Розробка системи автоматизованого проектування технологічних процесів оптико-механічних виробів

Одним з важливіших етапів в процесі створення нових конкурентоспроможних приладів, що відповідають вимогам надійності, якості та строку використання, є етап технологічного забезпечення експлуатаційних показників виробів [2, 3].

Класифікація приладів та їх вузлів є основою для розробки групового технологічного процесу складання. Таким чином створюється такий процес, що дозволяє складати будь яку складальну одиницю з визначеної групи без значних відхилень від загальної технологічної схеми. Розв'язання цієї задачі полегшується тим, що вже при класифікації виробів враховуються можливі методи складання кожного з них, що забезпечує отримання готової складальної одиниці.

При розробці групових процесів виходимо з того, що послідовність технологічних операцій в груповому маршруті або переході при груповому технологічному процесі повинна забезпечувати складання будь-якої складальної одиниці з даної групи у відповідності з кресленням та з технічними вимогами на виріб.

В таблиці 1 показано приклад схеми побудови групової операції при розробці технологічних процесів складання оптико-механічних виробів, а саме – складальної операції.

Таблиця 1 – Схема побудови складальної операції

Назва виробу	Перехід																		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
об'єktiv 1	x	x		x				x		x		x	x		x	x	x	x	x
об'єktiv 2	x		x	x			x	x	x		x	x				x		x	
окуляр 1	x	x			x	x				x	x								
окуляр 2		x	x		x						x	x		x	x				x

Наведена складальна операція включає наступні типові переходи, що є загальними для виробів однієї групи.

Перехід 1: встановити ____ поз. ____ в ____ поз. ____.

Перехід 2: встановити ____ поз. ____ в ____ поз. ____ та закріпити, дотримуючись взаємного положення згідно візиток.

Перехід 3: згвинтити деталі по відміченим заходам та перевірити плавність ходу без заїдань. При необхідності переходи № ____ операції ____ повторити.

Перехід 4: змастити, поверхні тертя мастилом ____.

Перехід 5: закріпити деталь поз. ____ та деталь поз. ____ на ____ за допомогою гвинтів поз. ____ та законтривши їх.

Перехід 6: : встановити ____ поз. ____ на ____ поз. ____ та змастити різьби мастилом, загвинтити ____ поз. ____ в ____ поз. ____ до упору.

Перехід 7: виставити ____ поз. ____, так щоб ____.

Перехід 8: закріпити деталь поз. ____ гвинтами поз. ____, законтривши їх.

Перехід 9: встановити ____ поз. ____ та ____ поз. ____ на ____ з зазором не більш ____ за допомогою ____ поз. ____ та закріпити. Гвинт поз. ____ поставити на клей ____.

Перехід 10: при обертанні деталі поз. ____ повинна переміщуватись впродовж горизонтальної вісі при моменті оберту ____.

Перехід 11: встановити ____ поз. ____, ____ поз. ____ згідно креслення.

Перехід 12: загвинтити ____ поз. ____ згідно креслення.

Перехід 13: розібрати ____.

Перехід 14: вигвинтити ____ поз. ____, вийняти ____ поз. ____.

Перехід 15: загвинтити ____ поз. ____ на складанні заключно.

Перехід 16: контрити ____ поз. ____ ґрунтовкою ____.

Перехід 17: вийняти ____ поз. з ____ поз. ____, потім ____ поз. ____.

Перехід 18: ____ поз. ____ та передати на ділянку очищення оптики.

Перехід 19: провести підрізку ____ поз. ____ у відповідності з таблицею вимірів.

Матриця відповідностей переходів складальної операції для виробів різних видів наведена в таблиці 2.

Таблиця 2 – Матриця відповідностей переходів складальної операції

Назва виробу	Перехід																			\sum_j
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	
об'єктив 1	1	1	0	1	0	0	0	1	0	1	0	1	1	0	1	1	1	1	1	12
об'єктив 2	1	0	1	1	0	0	1	1	1	0	1	1	0	0	0	1	0	1	0	10
окуляр 1	1	1	0	0	1	1	0	0	0	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	6
окуляр 2	0	1	1	0	1	0	0	0	0	0	1	1	0	1	1	0	0	1	0	8
\sum_i	3	3	2	2	2	1	1	2	1	2	3	3	1	1	2	2	1	3	1	

Побудова групового процесу на основі комплексного маршруту наведена в таблиці 3, а матриця відповідностей операцій групового технологічного маршруту дана в таблиці 4. Представлення групової операції та групового процесу у вигляді матриць $P=(p_{ij})$ та $T=(t_{ij})$ пояснюється зручністю їх обробки на ЕОМ. Матриці будуються за правилом

$$(p_{ij}) = \begin{cases} 1, \\ 0, \end{cases}$$

де $p_{ij}=1$ якщо j -тий перехід (операція) виконується при складанні i – того виробу, $p_{ij}=0$ – в іншому випадку. Тобто перша функція пов'язана з одиничними параметрами матриці, а друга – з нульовими. Тоді за параметрами \sum_i, \sum_j , що є сумами елементів матриці по стовпцям та рядкам, можна зробити висновок про доцільність включення в групову операцію j – того переходу або i – того виробу.

Таблиця 3 – Схема побудови групового технологічного маршруту

Назва виробу	Операції комплексного маршруту																		
	Комплектувальна	Підготовча	Притирання	Промивочна	Чищення оптики	Регулювання	Складання	Юстирування	Епіламування	Промивочна	Складання	Перевірка	Свердлильна	Промивочна	Склеювання	Складальна	Контрольна	Випробувальна	Маршрутна
об'єктив 1	x	x		x	x		x				x			x	x	x	x	x	x
об'єктив 2	x	x		x	x		x	x			x	x					x		x
окуляр 1	x	x	x		x	x	x			x		x				x	x		x
окуляр 2	x	x	x	x	x		x		x	x	x	x	x	x			x		x

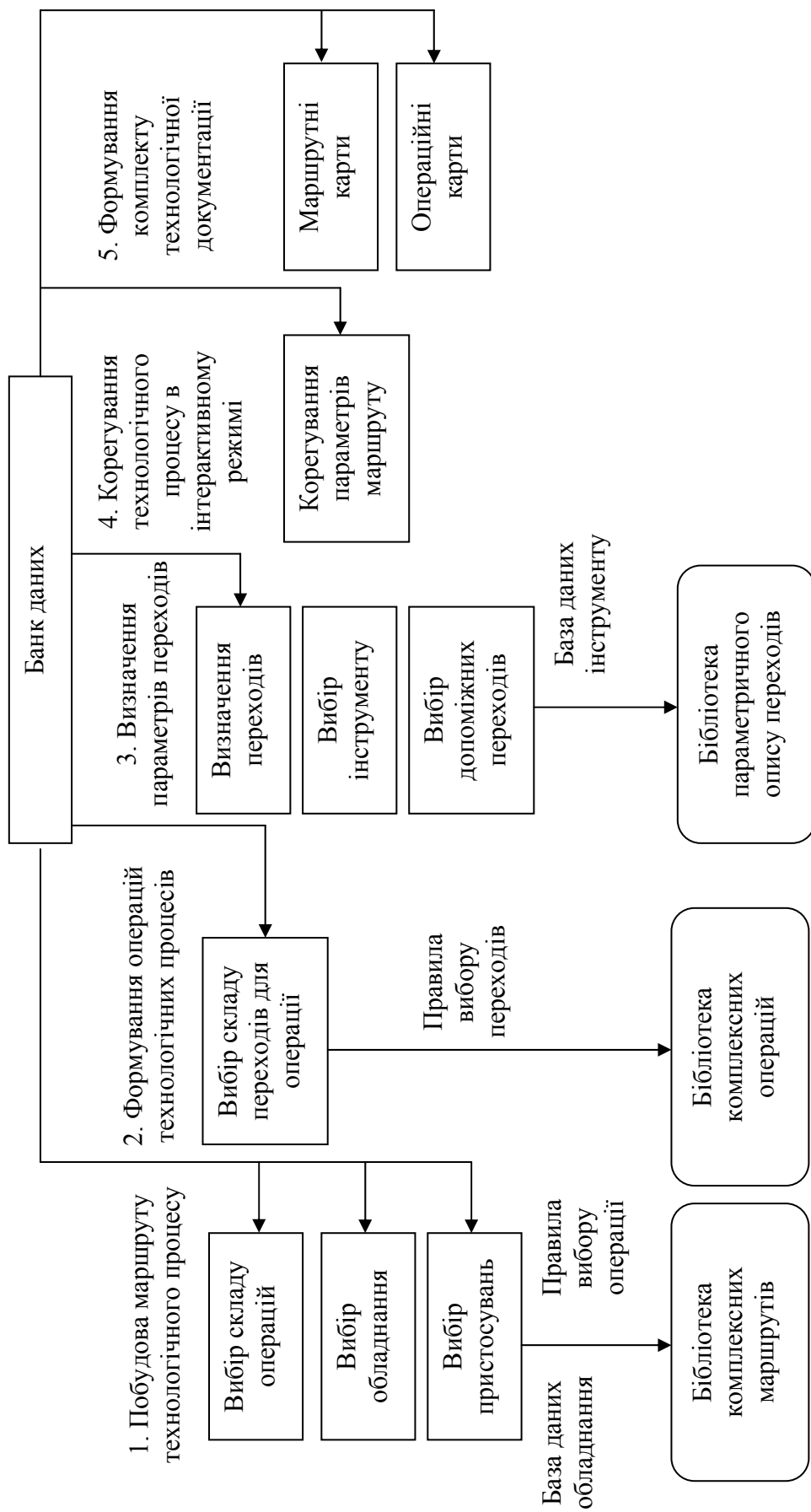


Рисунок 1 – Схема проектування технології складання виробів на основі групових технологічних процесів

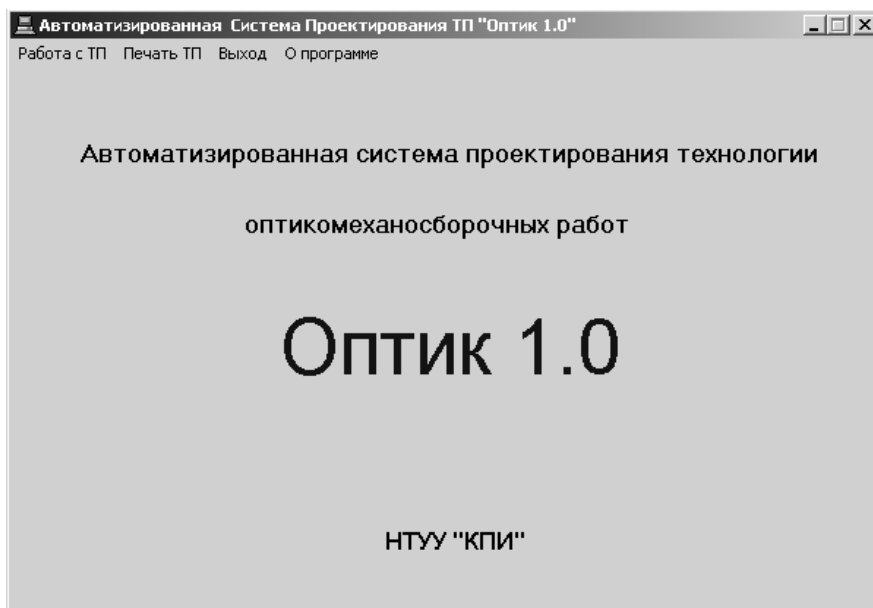


Рисунок 2 – Головне вікно системи “ОПТИК”

Інтеграція розроблених технологічних систем з CAD – системами твердотілого моделювання (рис. 3) дозволяє здійснювати віртуальне складання виробів на екрані монітору та проектувати технологічні процеси їх складання з формуванням вихідної технологічної документації в автоматизованому режимі.

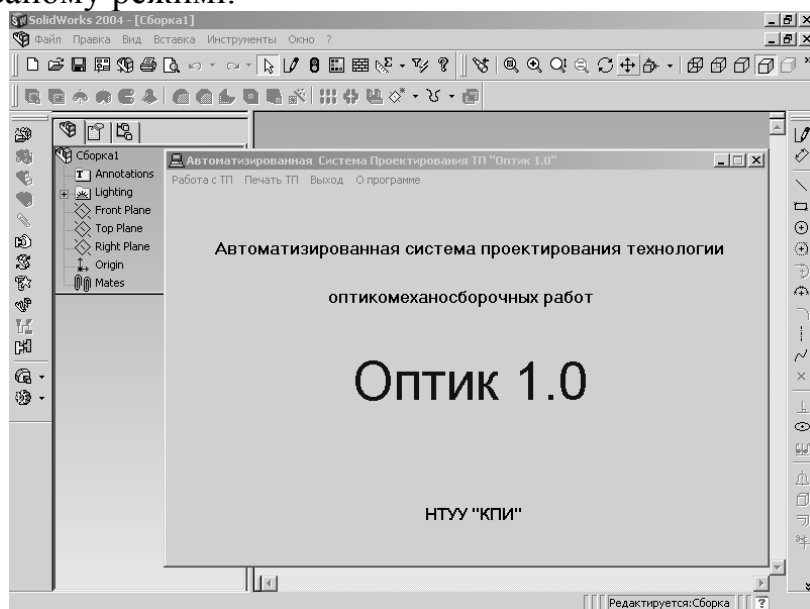


Рисунок 3 – Головні вікна завантажених систем SolidWorks та ОПТИК

Таким чином, при створенні технологічного процесу на конкретний виріб за допомогою системи твердотілого моделювання проводиться попереднє віртуальне складання виробу (рис. 4).

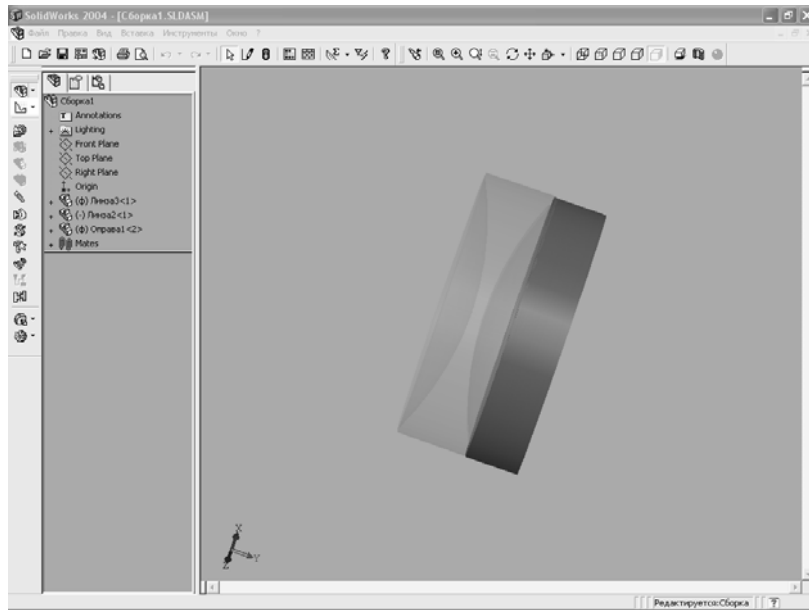


Рисунок 4 – Загальний вигляд складальної одиниці “Оправа в складі” у вікні системи SolidWorks

Після цього виріб розбирається і при наступному послідовному його складанні формуються операції (рис. 5) та переходи технологічного процесу складання (рис. 5) в системі “ОПТИК”.

Шляхом перемикання вікон CAD-системи та технологічної системи є можливість одночасно переглядати процес складання приладу або складальної одиниці та формувати технологічний процес їх складання.

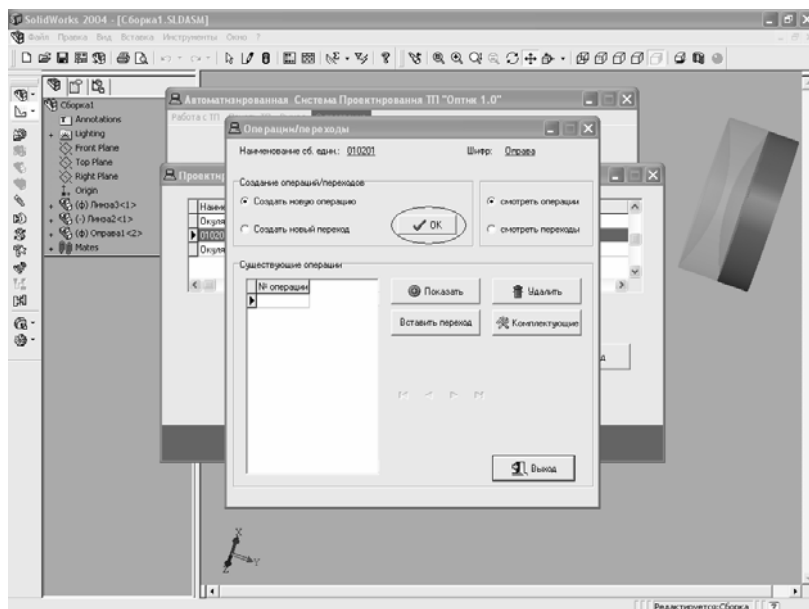


Рисунок 5 – Створення нової технологічної операції/переходу складання

Висновки

1 Аналіз конструкцій оптико-механічних виробів та технологічних процесів їх виготовлення дозволив розробити групові маршрути та групові операції складання вказаних виробів.

2 Розроблена схема проектування технологічних процесів на основі групових операцій та маршрутів складання оптико-механічних виробів дозволила створити систему автоматизованого проектування технологічних процесів, яка містить бази даних операцій, переходів та необхідного оснащення.

3 Комплексне використання системи твердотілого моделювання конструкції виробу SolidWorks та системи автоматизованого проектування технологічних процесів складання оптико-механічних виробів “ОПТИК” дозволяє підвищити продуктивність праці технологів-проектувальників в 2-2,5 рази.

4 Розроблені методики комплексного використання автоматизованих систем конструювання виробів та технологічних процесів їх складання рекомендуються для використання на приладобудівних та машинобудівних підприємствах.

5 В перспективі доцільно поєднати в єдиний комплекс запропоновані системи конструювання виробів, автоматизованого проектування технології їх складання та САМ – системи автоматизації виконання інженерних розрахунків.

Література

- 1 Белянин П.Н. Управление проектами конструктивно и технологически сложных изделий на всем жизненном цикле (CALS-технологии) Справочник.// Инженерный журнал. – 1997., № 8, - С. 35-38
- 2 Корсаков В.С., Капустин Н.М., Темпельгоф К.-Х., Лихтенберг Х. Автоматизация проектирования технологических процессов в машиностроении. /Под ред. Капустина Н.М./, -М.:, Машиностроение, 1985. - 304 с.
- 3 Кожина Т.Д., Солодов Д.В. Компьютеризированная технология изготовления деталей как элемент комплексной автоматизации // Вісник Технологічного університету Поділля. – 2001., №5, - С. 137-140.
- 4 Митрофанов С.П. Групповая технология машиностроительного производства. В 2-х т. Т.1 Организация группового производства. 3-е изд., пере раб. И доп. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1983. – 407 с.

УДК 621.757.006.3.001.66

Устинов С.Н., Попивненко А.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ СТАНКОВ С ЧИСЛОВЫМ ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ В УСЛОВИЯХ ДЕЙСТВУЮЩИХ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ

In article the analysis of the reasons of low efficiency of machine tools with numerical program management and the processing centers for machining case details in heavy mechanical engineering is lead. Recommendations on its increase in conditions of working manufacture are given and at creation of new industrial systems.

Анализ развития промышленных отраслей во всём мире показывает, что они развиваются неравномерно. Отдельные отрасли, как например, в металлургической промышленности - прокатное производство, в энергетическом комплексе – производство электрической энергии и другие достигли достаточно высокого уровня механизации и автоматизации, другие же, как например, тяжёлое машиностроение, ввиду наличия специфических условий значительно отстают. К этой группе производств, бесспорно, относятся механообрабатывающие цехи единичного и мелкосерийного производств, где очевидно имеются огромные резервы по механизации и автоматизации, использование которых может повысить продуктивность крупных металлорежущих станков, особенно дорогостоящих сложных технологических комплексов и станков с числовым программным управлением (ЧПУ). На основании анализа исследований установлено, что из общего фонда времени названного технологического оборудования только до 20% расходуется на непосредственное резание металла, что является величиной чрезмерно низкой, от которой, в основном зависит производительность станков. Низкая производительность дорогостоящих станков и комплексов отрицательно влияет на конкурентоспособность выпускаемой продукции из-за высокой её цены, в структуре которой значительную часть составляют амортизационные отчисления. Производительность крупных дорогостоящих станков при создании соответствующих условий может быть увеличена в 3...4 раза, за счёт увеличения до 60% времени непосредственного резания металла [1]. Такими условиями являются увеличение сменности работы этих станков и в значительной мере механизация вспомогательных операций производственного цикла и переходов технологического процесса механической обработки деталей.

Цель работы – предложить оптимальный вариант реконструкции действующих производственных систем (участков) в условиях замены устаревшего оборудования новым.

Зависимость сменности работы станков и величины часовых амортизационных отчислений показана на рис. 1.

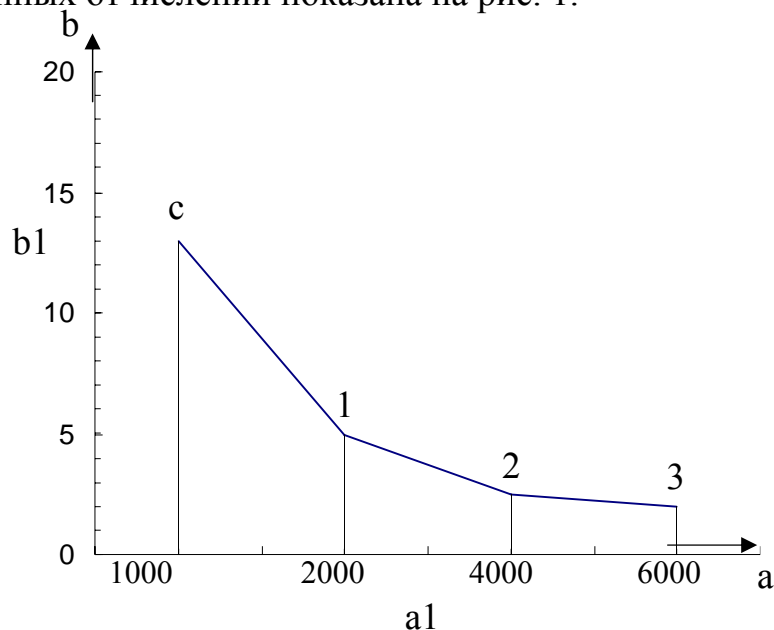


Рисунок 1 – Часовые амортизационные отчисления в зависимости от сменности работы станка С – средние корпусные детали, 1 – одна смена в сутки, 2 – две смены в сутки, 3 – три смены в сутки, С – 100 000 чех. крон – 10 лет; 50 000 чех. крон – 5 лет, а – час/год, a1 - показатель лет у кривой означает срок амортизации, b – 20 чех. крон, b1 – часовые амортизационные отчисления (чех. крон).

Уровни механизации и автоматизации ранее названного технологического оборудования и вспомогательных операций, связанных с его работой приведены на рис. 2.

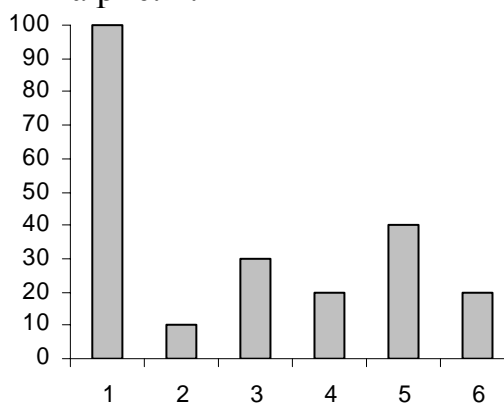


Рисунок 2 – Сравнительная таблица механизации станков и вспомогательных операций
 1 – механизация станка, 2 – механизация удаления стружки, 3 – механизация подачи детали к станку, 4 – механизация разметочных работ, 5 – механизация выверки и закрепления детали на станке, 6 – механизация смены инструмента.

Отражением неудовлетворительного состояния развития названной отрасли, является структура времени нахождения детали в производстве и оперативного времени механической обработки при существующем уровне производственного процесса приведённая на рис. 3 [1].

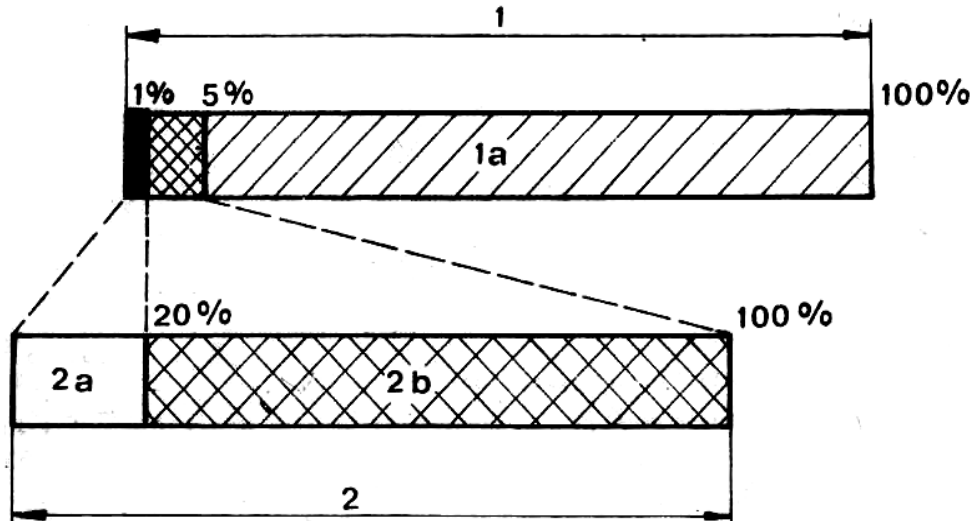


Рисунок 3 – Структура времени нахождения детали в производстве и оперативного при механической обработке 1 – производственный цикл, 1а – время транспортировки, складирования, ожидания и разметки деталей, 2 – штучное время, 2а – основное технологическое время, 2b – подготовительное время, вспомогательное время и время возможных задержек.

Из опыта развития станков с ЧПУ вытекает, что использование их не имеет логической последовательности там, где нет необходимого уровня механизации вспомогательных операций производственного процесса и переходов технологического процесса механической обработки во всём производственном цикле.

В настоящее время в тяжёлом машиностроении, в т.ч. и на ЗАО НКМЗ в г. Краматорске, установилась практика обновления станочного парка новым оборудованием, в основном, без учёта вышеуказанных недостатков, влияющих на производительность станков.

Как правило, новые станки с ЧПУ и сложные технологические комплексы устанавливаются на площадях действующих производственных участков, где механизация и автоматизация вспомогательных операций находится на низком уровне.

Вышеуказанные краткие выводы, сделанные на основании анализа состояния обновления оборудования производственных систем механической обработки и его использования, открывают большие резервы повышения производительности станков.

Надёжный способ, который гарантирует повышение производительности, является создание на базе нового технологического

оборудования отдельных специализированных переналаживаемых производственных систем по обработке средних корпусных деталей в составе станков с числовым программным управлением и механизированной транспортной системы с приспособлениями спутниками.

Аналогичная производственная система “NC–N” создана на станкостроительном заводе фирмы “Шкода” в г. Пльзень бывшей ЧССР

Упрощённые компоновки традиционного (обычного) участка по обработке средних корпусных деталей и механизированного - в составе станков с ЧПУ и транспортной системы с приспособлениями спутниками аналогичного “NC–N” приведены на рис. 4 и 5.

Внедрение производственной системы по образцу “NC–N” для обработки средних корпусных деталей позволит сократить длительность производственного цикла в три раза, повысить коэффициент использования станков с ЧПУ в два раза и их производительность минимум в три раза.

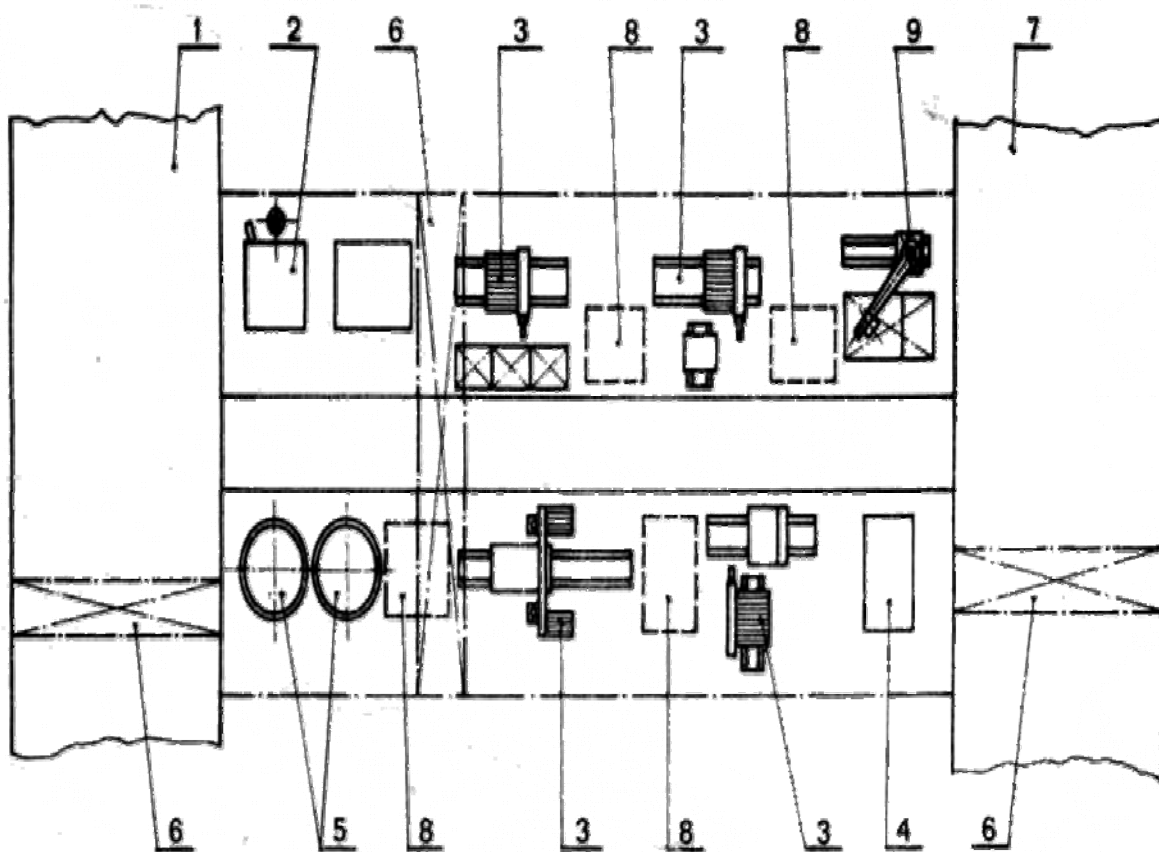


Рисунок 4 – Компоновка традиционного (обычного) участка

- 1 – склад полуфабрикатов, 2 – разметочные плиты, 3 – рабочие места для обработки, 4 – контрольные плиты для междуоперационного контроля, 5 – контейнеры для стружки, 6 – кран, 7 – монтаж, 8 – промежуточный склад.

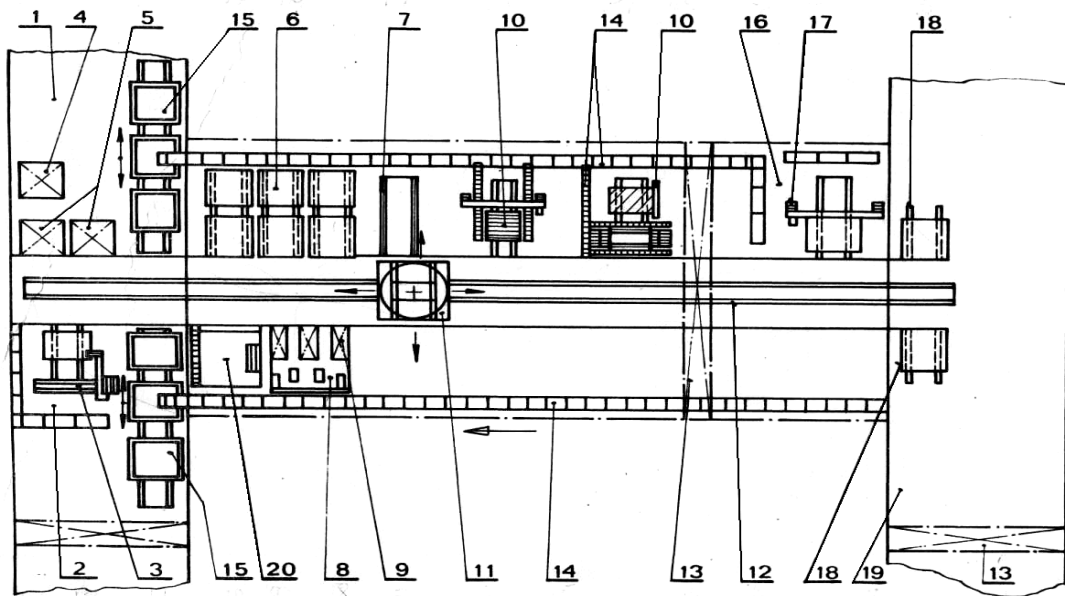


Рисунок 5 – Компонівка механізованого участка в складі станків з ЧПУ і транспортної системи з пристосуваннями супутниками

1 – склад полуфабрикатів, 2 – склад заготовок разом зі складом зажимних пристосувань, 3 – вимірювальна машина, 4 – склад технологічних піддонів (маніпуляційних плит), 5 – платформи для укладки заготовок, 6 – проміжний склад технологічних піддонів з закріпленими заготовками, 7 – платформа для транспортування технологічних піддонів, 8 – місце підготовки інструментів, 9 – піддони з інструментами, 10 – робоче місце механічної обробки, 11 – адресна тележка для транспортування заготовок, 12 – рейсовий шлях, 13 – кран, 14 – конвеєри стружки, 15 – конвеєри стружки, 16 – контроль заготовок, 17 – контрольна машина, 18 – робоче місце для зняття заготовок з технологічного піддона, 19 – монтаж, 20 – кабіна диспетчера.

Вывод

На основі викладеного, при оновленні станочного парку діючих виробств, оптимальним варіантом є створення спеціалізованих предметно – замкнутих виробничих систем механічної обробки деталей в складі станків з ЧПУ і механізованою транспортною системою з пристосуваннями супутниками. При цьому можливі два варіанти: перший – на базі окремо придбаних станків, другий – по спеціальним замовленням комплексних систем типу “NC-N” на підприємствах станкобудівної промисловості, в т.ч. і на фірмі “Шкода” в г. Пльзень.

Литература

- 1 М. Фишер Система “Шкода” NC-N для обработки корпусных деталей. – Национальное предприятие “Шкода”, Станкостроительный завод. – Пльзень, ЧССР, 1980. – 70с.
- 2 Мельников Г.Н., Вороненко В.П. Проектирование механосборочных цехов. – М.: Машиностроение, 1990. – 350с

УДК 621.91

Калиниченко В.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

**ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ ИМПУЛЬСНЫМ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ
НА СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТА И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ
ХАРАКТЕРИСТИКИ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЧИСТОВОМ ТОЧЕНИИ
СТАЛИ ХВГ РЕЗЦАМИ С РЕЖУЩИМИ ПЛАСТИНАМИ ИЗ БВТС**

Results of researches of influence of processing by a pulse magnetic field of cutting plates from untungsten hard alloy TH20 on resistance of cutters and technological characteristics of details at fair cutting of the steel ХВГ are gived.

Постановка задачи

Важным направлением развития инструментального производства является создание и внедрение экономичных инструментальных материалов, характеризующихся пониженным содержанием вольфрама или не содержащих его совсем. Среди экономичных инструментальных материалов важное место занимают безвольфрамовые твердые сплавы (БВТС), нашедшие основное применение при чистовом точении сталей. Вместе с тем, эффективность токарной обработки сталей резцами с режущими пластинами из БВТС ограничивается недостаточно высокими стойкостью и стабильностью стойкостных характеристик резцов, низким уровнем скоростей резания, недостатками существующих технологических рекомендаций, не позволяющих эффективно использовать высокую износостойкость БВТС. Перечисленные обстоятельства обуславливают актуальность научно-технической задачи обеспечения эффективного применения резцов с режущими пластинами из БВТС для чистовой токарной обработки сталей различных групп. Решению указанной задачи применительно к чистовому точению легированных инструментальных сталей посвящена настоящая работа.

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

В научной литературе имеется значительное количество работ, посвященных результатам исследований применения резцов с режущими пластинами из БВТС для токарной обработки углеродистых и легированных конструкционных [1–3], шарикоподшипниковых [4], легированных [1] и быстрорежущих [5] инструментальных сталей. Рекомендации по рациональному применению резцов с пластинами из БВТС представлены в работах [6, 7]. В большинстве работ рассматривается влияние скорости резания на период стойкости T резцов; нормативы [7] также позволяют выбрать режимы резания, обеспечивающие заданное значение T при точении резцами с пластинами

из БВТС. Вместе с тем, А.Д. Макаров в работе [8] в качестве рациональных режимов чистового точения рекомендует принимать режимы, соответствующие постоянной для пары обрабатываемого и инструментального материалов оптимальной температуре резания. Такие режимы обеспечивают минимум интенсивности изнашивания и максимум длины пути резания l , наилучшие показатели точности обработки и качества обработанной поверхности; кроме того, уровень скоростей резания, обеспечивающих минимум интенсивности изнашивания резцов, на 20–30 % выше уровня скоростей резания, рекомендуемых общемашиностроительными нормативами режимов резания, что позволяет существенно повысить производительность формообразования при чистовом точении.

Повышение стойкости инструмента, производительности формообразования и технологических характеристик деталей при чистовом точении сталей резцами с пластинами из БВТС может быть обеспечено с помощью обработки импульсным магнитным полем (ОИМП) режущих пластин [9–12]. ОИМП снижает интенсивность изнашивания резцов и облегчает условия резания за счет повышения микротвердости H_{μ} поверхностного слоя твердого сплава в результате комплекса структурных изменений магнитострикционной природы, обуславливающего субструктурное упрочнение связующей и карбидной фаз твердого сплава и подробно описанного в работах автора [10, 11]. В этих же работах приводятся рекомендации по выбору рациональных технологических режимов ОИМП, обеспечивающих наибольшее повышение значения H_{μ} .

Повышение эффективности чистовой токарной обработки легированных инструментальных сталей резцами с режущими пластинами из БВТС может быть обеспечено за счет применения технологического метода ОИМП режущих пластин и выбора рациональных режимов резания, соответствующих оптимальной температуре резания.

Цель исследования – обоснование и экспериментальное подтверждение снижения интенсивности изнашивания, повышения стойкости инструмента и технологических характеристик деталей при чистовой токарной обработке легированных инструментальных сталей резцами с пластинами из БВТС в результате обработки режущих пластин импульсным магнитным полем.

Методика исследований

Исследование влияния ОИМП режущих пластин на интенсивность изнашивания, стойкость резцов, шероховатость обработанной поверхности детали осуществлялось при чистовом продольном точении стали ХВГ (ГОСТ 5950–73) на токарно-винторезном станке модели 1К625Сп.

Заготовка – прокат с твердостью $HV\ 229$, подвергнутый отжигу с нагревом до $770\ ^\circ C$ и изотермической выдержкой при $670\text{--}720\ ^\circ C$. В качестве инструментального материала использовался твердый сплав ТН20 (ГОСТ 26530-85), отличающийся наиболее высокой износостойкостью среди отечественных марок БВТС. Использовались резцы токарные проходные правые с механическим креплением сменных шестигранных режущих пластин с углом в плане при вершине 80° клин-прихватом (ТУ 2-035-892-82) и режущие пластины формы 02114–100608 (ГОСТ 19048-80). Геометрические параметры резцов: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi' = 10^\circ$. Для исследований отбирались пластины из партий со средним значением микротвердости поверхностного слоя в исходном состоянии $\overline{H_{\mu u}} = 1400$ МПа и коэффициентом вариации микротвердости поверхностного слоя пластин в партии $V_{H_{\mu u}} = 0,085$.

Магнитная обработка пластин осуществлялась на робототехническом комплексе ОИМП РК-1 с технологическими режимами, обеспечивающими наибольшее повышение H_{μ} для данного значения $\overline{H_{\mu u}}$ (напряженность поля $H = 1,1 \cdot 10^5$ А/м, продолжительность ОИМП $t = 2$ мин, время выдержки после обработки $t_g = 28$ ч, частота импульсов $f = 5$ Гц). Режимы резания варьировались в пределах: $V = 100\text{--}300$ м/мин, $S = 0,2\text{--}0,4$ мм/об, $t = 1\text{--}2$ мм.

Интенсивность изнашивания резцов оценивалась относительным поверхностным износом $h_{онз}$ по задней поверхности, стойкость резцов – длиной пути резания l , шероховатость обработанной поверхности – средним арифметическим отклонением профиля R_a . Значения $h_{онз}$ и оптимальной скорости резания V_o определялись в соответствии с методикой работы [8]. Измерение среднего арифметического отклонения профиля R_a производилось профилографом-профилометром модели 201 завода “Калибр”, термо-ЭДС и температуры резания – методом естественной термопары с регистрацией значения термо-ЭДС потенциометром модели ПС1–12 с паспортной погрешностью измерения, равной 2%.

Результаты исследований

Повышение микротвердости поверхностного слоя безвольфрамового твердого сплава ТН20 в результате ОИМП в исследуемом диапазоне режимов обработки, отмеченное в предыдущих работах автора [9–11], в соответствии с теоретической моделью, представленной в работе [12], обеспечивает снижение интенсивности изнашивания резцов. Аналитические зависимости, обуславливающие снижение интенсивности

изнашивания, представлены в работе [12], снижение шероховатости обработанной поверхности – в работе [13].

Повышение соотношения контактных твердостей БВТС и обрабатываемой стали в результате ОИМП режущих пластин обуславливает снижение интенсивности пластической деформации, усадки стружки, сил резания, касательных напряжений на условной плоскости сдвига, напряжений и коэффициентов трения на контактных поверхностях инструмента, что облегчает условия резания и обеспечивает снижение интенсивности изнашивания резцов.

Проведенные экспериментальные исследования показали, что ОИМП режущих пластин снижает величину $h_{онз}$ и повышает длину пути резания l при чистовом точении стали ХВГ резцами с пластинами из твердого сплава ТН20 во всем диапазоне исследуемых режимов резания. Результаты исследований для некоторых значений скорости резания приведены в таблице 1. Статистическая обработка результатов экспериментальных исследований, проведенная по методике работы [14], показала существенность расхождений средних значений как $h_{онз}$, так и l для резцов с пластинами в исходном состоянии и после ОИМП.

Минимум $h_{онз}$ и максимум l как для резцов с пластинами в исходном состоянии, так и для резцов с пластинами, подвергнутыми магнитной обработке, отмечаются при оптимальных скоростях резания V_o , соответствующих постоянным для данной пары обрабатываемой стали и твердого сплава оптимальным значениям термо-ЭДС резания $E_o = 4,8$ мВ и температуры резания $\Theta_o = 490$ °С. Значения V_o при точении резцами с режущими пластинами в исходном состоянии и после ОИМП приведены в таблице 2. Как свидетельствуют данные таблицы, ОИМП режущих пластин обеспечивает повышение уровня оптимальных скоростей резания на 13,6–16 % в исследуемом диапазоне значений подач $S = 0,2–0,4$ мм/об.

При снижении V относительно значения V_o повышению $h_{онз}$ и снижению l способствуют повышение интенсивности адгезионного взаимодействия между контактирующими материалами и коэффициента трения на контактных поверхностях, степени пластической деформации обрабатываемой стали, уменьшение отношения контактных твердостей инструментального и обрабатываемого материалов. Повышение $h_{онз}$ и снижение l при повышении V относительно V_o объясняется ростом интенсивности термоактивируемых процессов изнашивания и повышением коэффициентов трения на контактных поверхностях. Повышение уровня V_o в результате ОИМП режущих пластин, в соответствии с положениями работы [8], обуславливает повышение оптимальной производительности формообразования P_o .

Результаты исследований, приведенные в таблицах 1 и 2, показали, что наибольшие величины снижения $h_{онз}$ и повышения l наблюдаются при оптимальных скоростях резания для пластин, подвергнутых ОИМП.

Таблица 1 – Влияние ОИМП на длину пути резания l и относительный поверхностный износ $h_{онз}$ резцов по задней поверхности при чистовом точении стали ХВГ (l_u , $h_{онзу}$ – величины l и $h_{онз}$ для резцов с пластинами в исходном состоянии; K_l , $K_{h_{онз}}$ – коэффициенты повышения l и снижения $h_{онз}$ в результате ОИМП)

Режимы резания			l_u , м	l , м	K_l	$h_{онзу}$, $\frac{мкм}{10^3 см^2}$	$h_{онз}$, $\frac{мкм}{10^3 см^2}$	$K_{h_{онз}}$
V , м/мин	S , мм/об	t , мм						
110	0,2	1	2860	4433	1,55	53,48	30,04	1,78
125			3000	5370	1,79	47,06	24,01	1,96
145			3190	6061	1,9	43,1	19,68	2,19
165			2970	5999	2,02	46,62	20,18	2,31
200			2800	4760	1,7	55,56	30,86	1,80
230			2760	3560	1,29	62,11	46,35	1,34
110	0,3		2860	4519	1,58	35,65	19,59	1,82
125			3000	5550	1,85	31,37	16,09	1,95
145			2755	5841	2,12	35,37	16,08	2,2
165			2640	4752	1,8	36,73	20,41	1,8
200			2400	3720	1,55	41,67	25,25	1,65
230			2300	3266	1,42	48,31	33,32	1,45
110	0,4	2750	4648	1,69	25,25	13,15	1,92	
125		2500	5125	2,05	26,67	11,64	2,29	
145		2320	4106	1,77	31,35	15,83	1,98	
165		2145	3110	1,45	37,88	21,04	1,80	
200		2000	2800	1,4	41,67	26,88	1,55	
230		1840	2300	1,25	54,35	40,56	1,34	

Таблица 2 – Влияние ОИМП на уровень оптимальных скоростей резания V_o при чистовом точении стали ХВГ резцами с режущими пластинами из твердого сплава ТН20

Подача S , мм/об	Оптимальная скорость резания V_o , м/мин		Относительное повышение V_o , %
	режущие пластины в исходном состоянии	режущие пластины после ОИМП	
0,2	145	165	13,8
0,3	125	145	16
0,4	110	125	13,6

Точение на этих скоростях резания, находящихся в диапазоне $V = 125\text{--}165$ м/мин, обеспечивает наибольший эффект применения технологического метода ОИМП режущих пластин.

ОИМП режущих пластин обеспечивает снижение параметра шероховатости R_a обработанной поверхности детали во всем диапазоне рассматриваемых режимов резания. Минимальные значения параметра шероховатости R_a достигались при $V = V_o$ (рисунки 1–2). При дальнейшем повышении скорости резания выше V_o значения R_a не претерпевают существенных изменений. Для точения резцами с режущими пластинами, подвергнутыми ОИМП, на оптимальных для различных значений подачи S скоростях резания V_o была получена экспериментальная зависимость $R_a = 6,62 \cdot S^{0,56}$.

Представленные в статье результаты исследований могут быть использованы при разработке технологических рекомендаций и номограмм для выбора рациональных режимов резания при чистовом точении стали ХВГ резцами с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20.

Выводы

1 В статье на основании результатов экспериментальных исследований подтверждено снижение относительного поверхностного износа инструмента по задней поверхности, повышение длины пути резания и снижение шероховатости обработанной поверхности при точении легированной инструментальной стали ХВГ резцами с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20 в результате обработки пластин импульсным магнитным полем.

2 Определены режимы резания, обеспечивающие минимум относительного поверхностного износа резцов по задней поверхности, максимум длины пути резания и оптимальные показатели шероховатости обработанной поверхности для точения резцами с пластинами, подвергнутыми обработке импульсным магнитным полем. Эти режимы соответствуют постоянной для данной пары обрабатываемой стали и твердого сплава оптимальной температуре резания $\Theta_o = 490$ °С.

3 Обработка импульсным магнитным полем режущих пластин из твердого сплава ТН20 обеспечивает повышение уровня оптимальных скоростей резания при точении стали ХВГ в диапазоне значений подач $S = 0,2\text{--}0,4$ мм/об на 13,6–16 %.

4 Наибольшее снижение относительного поверхностного износа резцов по задней поверхности и повышение длины пути резания в результате обработки импульсным магнитным полем соответствуют оптимальным скоростям резания для режущих пластин, подвергнутых магнитной обработке.

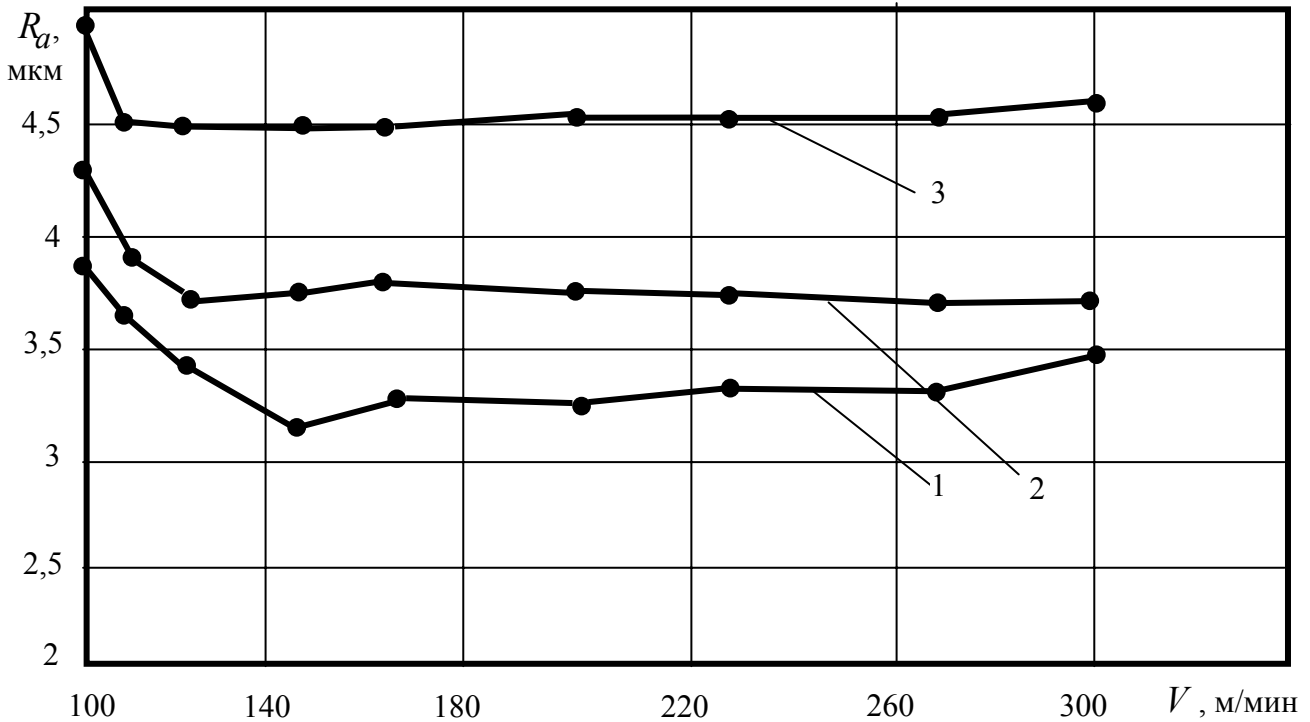


Рисунок 1 – Зависимость параметра шероховатости обработанной поверхности R_a от скорости резания при чистовом точении стали ХВГ резцами с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20 в исходном состоянии (1 – $S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм; 2 – $S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм; 3 – $S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм)

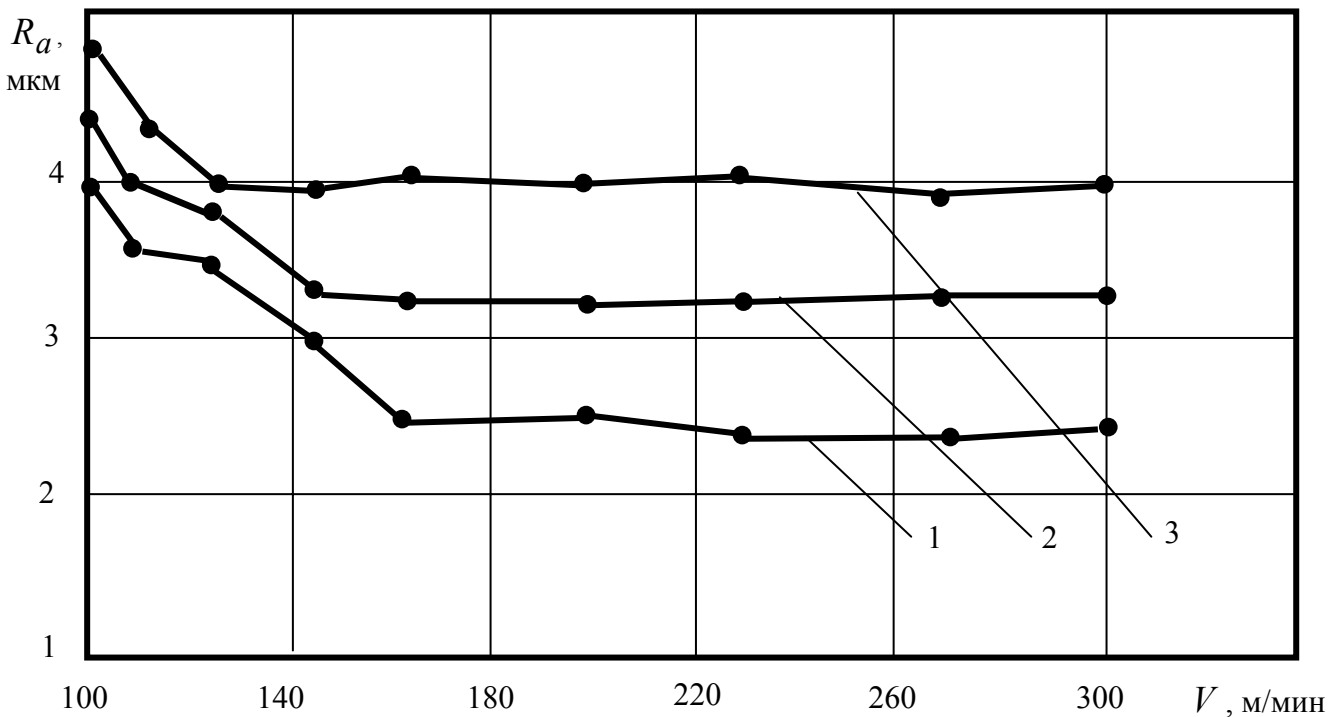


Рисунок 2 – Зависимость параметра шероховатости обработанной поверхности R_a от скорости резания при чистовом точении стали ХВГ резцами с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП (1 – $S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм; 2 – $S = 0,3$ мм/об, $t = 1$ мм; 3 – $S = 0,4$ мм/об, $t = 1$ мм)

Литература

- 1 Музыкант Я.А., Самойлов В.С. Режущие инструменты с пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов: Обзор. - М., НИИмаш, 1984. - 58 с.
- 2 Андреев В.И., Анмегилян Б.О., Вартанян В.Г. Режущие свойства резцов с пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов // Станки и инструмент. - 1981. - № 7. - С. 16-18.
- 3 Иванов Ю.И., Иовлев В.П., Лазарев А.Б. Опыт применения инструмента из сплава КНТ16 // Станки и инструмент. - 1982. - № 12. - С. 31.
- 4 Сущенко А.Ф., Мацко В.П. Опыт внедрения многогранных неперетачиваемых пластин из безвольфрамовых твердых сплавов при механической обработке колец подшипников // Производственно-технический опыт. Подшипниковая промышленность. - 1983.- № 1. - С. 16-17.
- 5 Эдельсон А.З. Применение безвольфрамовых твердых сплавных резцов при токарной обработке сверл, метчиков и концевых фрез // ЭИ «Обработка резанием (технология, оборудование, инструмент)». – М., НИИмаш, 1981. - № 3. - С. 22-26.
- 6 Равская Н.С. Исследование области применения безвольфрамовых твердых сплавов – Диссертация ... канд. техн. наук: 05.03.01. - Киев, 1975. - 180 с.
- 7 Общемашиностроительные нормативы режимов резания, норм износа и расхода для резцов с механическим креплением пластин сменных многогранных из безвольфрамовых твердых сплавов. Обработка на токарных станках с ручным управлением (временные). - М., 1983. - 40 с.
- 8 Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. - 278 с.
- 9 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние режимов резания на характеристики стойкости и относительного поверхностного износа резцов с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, обработанными импульсным магнитным полем // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2001. - Вип. 11. - С. 3-12.
- 10 Калиниченко В.В. Применение обработки импульсным магнитным полем для повышения эффективности чистового точения сталей резцами с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2002. - Вип. 12. - С. 51-60.
- 11 Калиниченко В.В. Влияние обработки импульсным магнитным полем на структуру безвольфрамового твердого сплава ТН20 // Вестник Национального технического университета «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск «Технологии в машиностроении». - Харьков, 2002. - Вып. 19. - С. 167-173.
- 12 Калиниченко В.В. Снижение интенсивности изнашивания резцов с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов с помощью обработки импульсным магнитным полем // Вестник двигателестроения. Научно-технический журнал. - Запорожье, ОАО «Мотор Сич», 2005. - № 1. - С. 128-132.
- 13 Мироненко Е.В., Калиниченко В.В., Марчук Е.В. Влияние обработки импульсным магнитным полем режущих пластин на шероховатость обработанной поверхности при чистовом точении сталей резцами с пластинами из БВТС // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. – Вып. 68. - С. 306-311.
- 14 Кацев П.Г. Статистические методы исследований режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1974. – 155 с.

УДК. 621.735.2.043

Маковецкий А.В., Ковалев В.Д.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТАМИ КАЧЕНИЯ

Results of exploration of uncoiling of envelopes are in-process reduced by instruments of a rolling of different type with the purpose of a heightening of indexes of a surface of an article. Experimental researches of machining of internal surfaces of an envelope are lead. It is executed, finite - element simulation of process of machining with warping elements balls.

Введение

Актуальность задачи развития современных методов обработки, в условиях экономия энерго- и материальных ресурсов не вызывает сомнений. Кроме того, известно, что большую долю формообразования необходимо по возможности переносить на заготовительную стадию. Предлагаемая работа направлена на развитие процессов формообразования совмещающих заготовительные и отделочные операции.

В настоящее время актуально получение внутренних полостей методами раскатки. При этом раскатка поверхностей используется как отделочная и одновременно заготовительная операция.

Примером двойного использования операции ротационной обкатки может быть работа [1], когда совместно с обкаткой может быть реализована и раскатка.

Известны процессы раскатки, а также инструменты фирмы «Ecoroll», позволяющие эффективно реализовывать раскатку внутренних поверхностей осуществляя полирование, а также упрочняющее накатывание [2,3].

Кроме того, в работе [3] приводится инструмент для раскатывания и растачивания оболочек, в том числе и из трубного проката, причем на прямом ходу осуществляется растачивание, а на обратном раскатывание. Этот инструмент позволял устранять ошибки геометрии для труб и гидроцилиндров. При этом до $R_a = 0,2$ мкм, при допуске на диаметр Н8...Н9. Одновременно увеличивалась твердость поверхностного слоя.

В работе [4] приведены результаты исследования вибрационного накатывания с образованием регулярного микрорельефа.

Однако возможно использовать преимущества процесса раскатки и на заготовительной стадии технологического процесса, совмещая, к примеру, ее с ротационной обкаткой или вытяжкой. Тем самым, делая технологию раскатки комбинированной. работе [1], приведены результаты, выполненные только на оболочках из алюминиевых сплавов.

Основная часть

Поэтому целью настоящей работы является исследование процесса раскатки совмещенного с процессами обработки давлением в одном технологическом цикле.

Для изучения возможностей таких комбинированных процессов проведен ряд экспериментальных и теоретические исследований.

Для деформирования могут быть использованы инструменты различного типа [5].

Проведены экспериментальные исследования обкатки полых поверхностей инструментом качения, при этом использовалась поверхность с параметрами $D = 106,7$ мм, $s = 6,9...7,2$ мм. Материал заготовки СЧ 15-32 по ГОСТ 1412-70. С помощью универсального динамометра типа УДМ 600 получены значения максимального поперечного усилия деформирования, они не превышали 600Н. Схема измерения поперечного усилия показана на рис.1.



Рисунок 1 – Схема обкатки заготовки с использованием универсального динамометра УДМ-600

а- раскатка заготовки инструментом качения;

б- измерение перечного усилия раскатки

В процессе деформирования при начальной твердости HRV 20...22 изделия была получена следующая твердость после обкатки HRV 20...24 как по внутренней, так и по внешней поверхности изделия. Т.е изменение твердости незначительно.

Были проведены замеры точности толщины стенки изделия они показали, что квалитет изменяется в интервал IT9...10, до обработки IT18...20.

Шероховатість поверхності змінювалась в інтервалі по внутрішній поверхності до деформування $R_a = 2,04 \dots 2,36$, а після деформування роликowym інструментом $R_a = 0,78 \dots 1,01$ мкм.

Змінення значень точності і шероховатості до і після обробки приведені на рис.2.

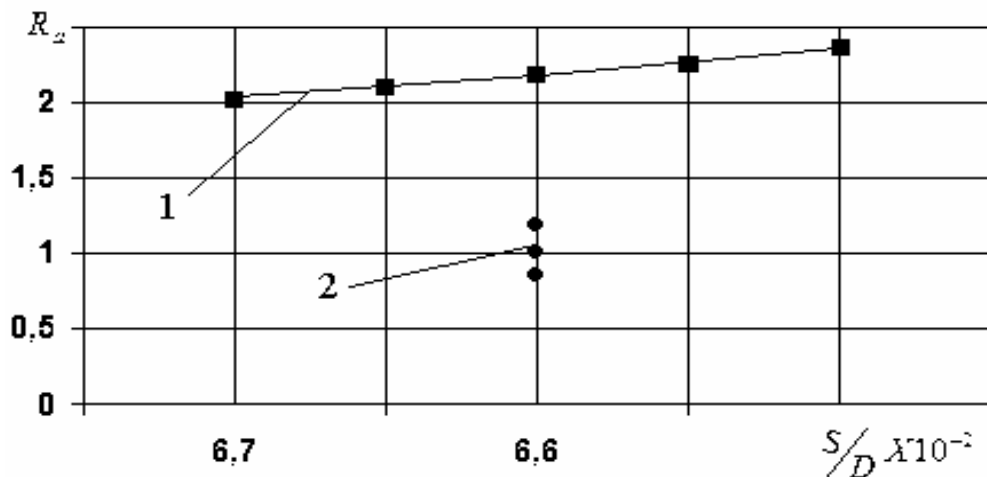


Рисунок 2 – Результати порівняння значень шероховатості поверхності по R_a образцов: 1- до обробки, 2 – після обробки, в залежності від відносної товщини стінки изделия $S/D \times 10^{-2}$ до і після раскатки інструментом качения

Измерение шероховатости образцов после раскатки внутренней поверхности изделия показало улучшение чистоты поверхности в $1,75 \dots 3$ раза в зависимости от толщины заготовки.

Последнее свидетельствует о влиянии на значение шероховатости поверхности величины деформируемого поверхностного слоя заготовки либо изделия.

Однако наиболее перспективным является использование в качестве рабочих частей инструмента шариков так как это позволяет существенно локализовать очаг деформации.

Для этого, использовалось имитация напряженного состояния с применением конечно-элементного метода [6].

Моделирование проводилось по модели с использованием инструмента с рабочим элементом типа шарика.

При этом использовались следующие параметры модели: инструмента типа шарика диаметром $d = 20$ мм для деформируемой обечайки материал обечайки чугун [7], материал инструмента сталь ШХ15 .

Схема моделирования представлена на рис. 3.

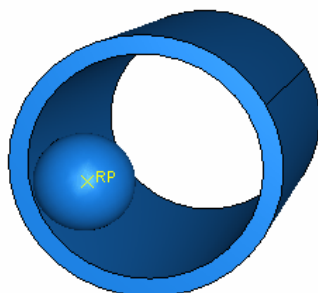


Рисунок. 3- Схемы моделирования процесса деформирования инструментом в виде шарика

При реализации модели изменялась величина смещения инструмента в поперечном направлении. Она составила $\Delta = 0,5 \dots 1,0$ мм. Кроме того, дополнительно использовалась продольная подача в направлении продольной оси заготовки с общим смещением 5 мм.

При конечно-элементном моделировании использовались тетраэдральные элементы. Устанавливалась фиксированная величина инкремента до 0,1.

В случае смещения 1 мм и на 0,5 мм с одним оборотом заготовки вокруг своей оси распределения напряжений по Мизесу представлены на рис.4.

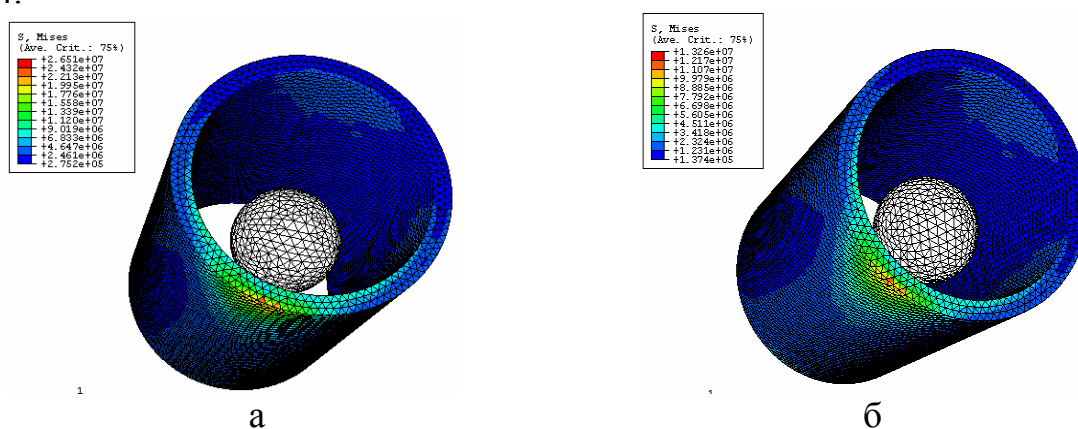


Рисунок 4- Распределение напряжений по Мизесу
 а) в случае смещения 1 мм;
 б) в случае смещения 0,5 мм

Анализ показывает, что максимальные напряжения возникают на противоположной стороне заготовке, причем напряжения не превышают предел текучести как по Мизесу, так и по Треску. В основном это касается области кромки заготовки, ротационное движение дает определенную асимметрию очага деформации в окружном направлении.

Они находились на уровне $1,4 \times 10^7$ МПа, по Треску и до $1,32 \times 10^7$ МПа по Мизесу. Последнее условие использовалось, потому, что при

пластической деформации тел наиболее эффективно использование условия Треска.

Следовательно, на основе полученных результатов можно сделать вывод, что для исследуемого инструмента такая кинематика является неэффективной.

Для получения эффективного результата деформации шариковым инструментом применялось продольное смещение инструмента до величины 5 мм. Полученные результаты представлены на рис.5.

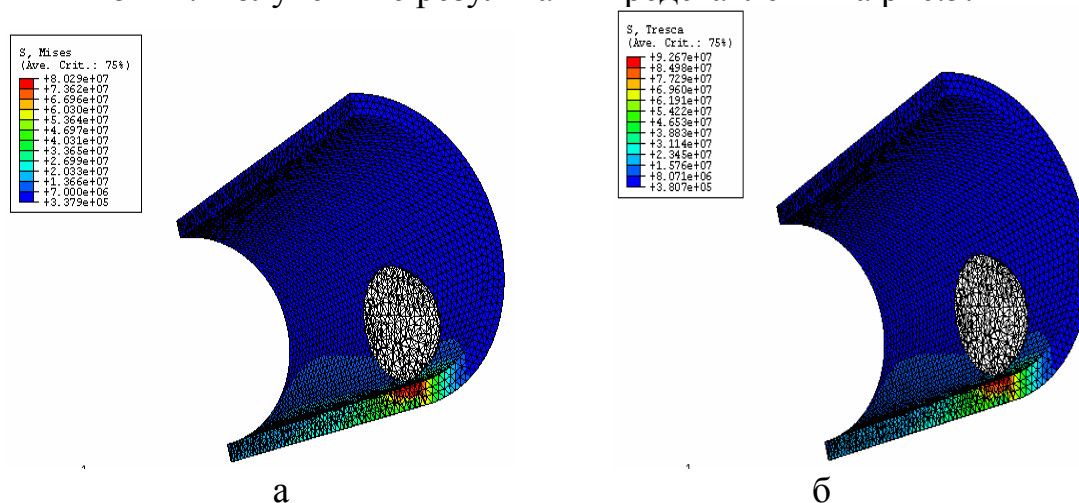


Рисунок 5- Распределение напряжений по Мизесу и Треску в случае продольного смещения инструмента, при величине смещения инструмента 0,5 мм
а) в случае распределения по Мизесу;
б) в случае распределения по Треску

В этом случае развитые пластические деформации наблюдаются с 40% углубления инструмента, причем при 90% углублении инструмента они распространяются на всю толщину заготовки, преимущественно в области кромки.

При этом по Мизесу максимальные напряжения достигают величины $8,03 \times 10^7$ МПа, а по Треску $9,27 \times 10^7$ МПа. Что свидетельствует о развитых пластических деформациях в области контакта инструмента-шарика и изделия типа обечайки.

Опасность представляют максимальные напряжения в области кромки, что может привести к ее разрушению. Из проведенных имитаций напряженно- деформированного состояния следует, что необходимо ограничить величину внедрения инструмента в тело обечайки и в дальнейшем тщательно ее контролировать.

Кроме того, комбинированное движение инструмента с добавлением продольной компоненты вдоль оси обечайки позволяет обеспечить существенное развитие пластических деформаций в очаге тем самым, обеспечивая раскатку поверхностных слоев изделия.

В работе исследована возможность раскатки поверхностных слоев симметричных изделий на примере чугунов с одновременным пластическим деформированием заготовки. Получены результаты, свидетельствующие о перспективности предложенного технологического приема совмещающего заготовительные и отделочные операции.

Выводы

Предложено использовать технологический прием совмещающий деформацию заготовки в виде обечайки и осуществляющий одновременно с заготовительными и отделочные операции за счет раскатки внутренней поверхности изделия.

Проведены экспериментальные исследования позволившие установить улучшение показателей точности и шероховатости поверхности обрабатываемой поверхности. Они показали повышение точности поверхности до IT 8...9 и улучшение показателей шероховатости до 3 раз.

Конечно-элементное элементов моделирование напряженно-деформированного состояния заготовки в условиях обработки поверхности с рабочей частью виде шариков, показало эффективность воздействия инструмента при малых величинах поперечного перемещения инструмента, до 0,5 мм.

Использование комбинированного движения инструмента- шарика совмещающего как поперечную, так и продольную подачу позволяет улучшить условия развития очага пластической деформации в процессе обработки.

Литература

- 1 Маковецкий А.В. К исследованию комбинированного деформирования труб из алюминиевых сплавов // Удосконалення процесів та обладнання обробки металом тиском в металургії і машинобудванні. Краматорськ-Слов'янськ: ДДМА. -2000. - С.332-338.
- 2 Локтев Д.А., Панченко Е.Л. Накатное полирование и упрочняющее накатывание // М.:Стружка. 2006. №11. С. 11-22.
- 3 Панченко Е.Л. Инструмент Ecoroll для обработки труб // М.: Стружка. 2006. №10. С. 22-25.
- 4 Барац Я.И., Милованова Л.Р. Обработка поверхностей отверстий методом поверхностно-пластического деформирования с образованием регулярного микрорельефа // Металлообработка . №3 (33) 2006. С. 20-22.
- 5 Маковецкий А.В., Маковецкий В.В. Исследование инструментов ротационной обработки усовершенствованной конструкции // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. Наукових праць. Вип.19. –Краматорськ: ДДМА -2006. –С.88-95.
- 6 Алямовский А.А и др. Solid Works. Компьютерное моделирование в инженерной практике /А.А. Алямовский, А.А., Собачкин Е.В. Одинцов, А.И. Харитонович, Н.Б. Пономарев. –СПб.: БХВ-Петербург, 2005.- 800 с.
- 7 Беляев Н.М. Соппротивление материалов. М.: Изд-во . Наука. М.: ГФМЛ.1965. 856 с.

РАЗДЕЛ 4

Моделирование и оптимизация элементов технологической системы

УДК 621.932

Залога В.А., Зинченко Р.Н., Купрацевич Ю.Ю.

СНУ, г. Сумы, Украина

АЛГОРИТМ РАЗРАБОТКИ 3D МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА ПРУТКОВЫХ АВТОМАТАХ (ПОЛУАВТОМАТАХ)

In the article the practical use of virtual 3-D model of process of machining of details on fist machine-tools – automats is considered. The program, utilizing the graphic library of OpenGL, which allows to make «virtual machining», with the purpose of determination of accordance degree of fist type to the contours, indicated on the detail's draft is developed.

Станки токарной группы, работающие в автоматическом и полуавтоматическом режимах, предназначаются для обработки разнообразных поверхностей тел вращения из прутковых (в автоматическом режиме) или штучных (в полуавтоматическом режиме) заготовок. Здесь широко используются высокоэффективные технологические способы обработки элементарных поверхностей: обработка широкими резцами с поперечной подачей, обтачивание фасонными резцами наружных и внутренних поверхностей, с применением резьбонарезных головок и др.

На станках этого типа применяется концентрация обработки заготовки одновременно несколькими инструментами: двумя и более резцами, резцами и сверлом и т. п. Сочетание указанных процессов и других приемов позволяет быстро и точно вести обработку. Вместе с тем, каждый из указанных инструментов должен вступать в работу в нужный момент, а одновременно работающие инструменты должны быть не только определенным образом расположены, но должны быть синхронизированы и их перемещения. Для обеспечения этого требуются дополнительные затраты времени и материальных средств, что делает рациональным использование подобного оборудования лишь при достаточно большой программе выпуска, г. е. в условиях массового, крупносерийного и серийного производства. В этих случаях сокращение времени обработки заготовок по сравнению со временем обработки на универсальных станках вполне компенсирует затраты на наладку автомата или полуавтомата и сокращает трудовые затраты на изготовление партии деталей.

Автоматы модели ВТ-641 это одношпиндельные автоматы с пятью режущими инструментами, расположенными в одной плоскости и управляемыми с помощью кулачков.

При изготовлении любых одинаковых деталей на станках данной модели может быть выделен так называемый рабочий цикл, т. е. периодическая повторяемость отдельных действий и движений. Здесь непосредственное воздействие исполнительного механизма на объект обработки чередуется с действиями, не приводящими к изменению формы, свойств и размеров заготовки, т.е. время рабочего цикла T можно разделить на время рабочих ходов и время холостых ходов.

За время рабочего цикла автомат обрабатывает одну деталь. Способ осуществления рабочего цикла характеризует станок как автомат, так как для повторения рабочего цикла не нужно вмешательство рабочего.

Однако как уже отмечалось выше, одной из особенностей автоматов данного типа есть сложность наладки на выпуск определенной детали, а так же сложность повторной переналадки. Поэтому становится актуальным вопрос создания модели процесса обработки детали, на таких станках.

Модель процесса должна включать такие основные этапы:

1. Ввод операций технологического процесса обработки детали (ввод движений режущих инструментов, а также режимов обработки).

2. Разработка рабочих чертежей кулачков для управления режущими инструментами, а также дополнительными приспособлениями, например, сверлильным, фрезерное или др.

3. Разработка 3D модели основных узлов станка, в частности кулачков для управления рабочими органами, а также внесение в эту модель моделей соответствующих инструментов и заготовки.

4. Моделирование процесса обработки детали из заготовки на станке.

5. Подготовка данных обработанной детали для построения рабочего чертежа полученной детали, для контроля правильности установки кулачков, а также контроля точности их изготовления.

Для реализации первых двух этапов модели обработки на станке была разработана и реализована программа для расчета и построения рабочих чертежей кулачков инструментов, кулачка шпинделя, а также кулачков сверлильного приспособления на 3 осевых инструмента.

Алгоритм работы программы для расчета и построения рабочих чертежей кулачков, состоит из таких основных этапов.

А. На первом этапе производится выбор автомата (программа дает возможность выбрать один из двух автоматов: ВТ-641 или В-331), а также выбор узлов, для которых необходимо разрабатывать кулачки. Кроме того, есть возможность выбора передаточного отношения для 3, 4, 5

инструмента и шпинделя. Также на этом этапе вводится частота вращения шпинделя и диаметр заготовки (рис.1)

The screenshot shows a software interface for machine tool setup, divided into several sections:

- Этап №1** | Этап №2 | Этап №3
- Выбор оборудования**: Станок: BT-641
- Технические характеристики**:
 - максимальный диаметр обработки - 6мм
 - максимальная длина - 3000мм
 - Наименьший остаток прутка при работе с люнетом - 160мм
 - пределы времени изготовления одной детали - 0,024...7,7мин
 - наибольшая длина обрабатываемой детали
 - без останова шпиндель - 60мм
 - с остановом шпиндель - 50мм
- Система координат станка:** (вставить рисунок)
- Шпиндель**: Передаточное отношение: 1:1
- Заготовка**: Диаметр заготовки, мм: 6
- Принять**
- Выбор инструмента**:
 - Резец №1 работает
 - Резец №2 работает
 - Резец №3 работает передаточное отношение 1:1 +/- 0 %
 - Резец №4 работает передаточное отношение 1:1 +/- 0 %
 - Резец №5 работает передаточное отношение 1:1 +/- 0 %
 - Сверление работает
 - 1-й шп работает
 - 2-й шп работает
 - 3-й шп работает
- Режим обработки**: Частота вращения шпинделя: 2450

Рисунок 1 - Этап А

В. На этом этапе производится ввод технологических переходов. Ввод технологических переходов реализуется в следующей последовательности:

- указывается, будет ли данная операция совмещаться (во времени) с какой - либо другой операцией технологического процесса независимо от вида обработки;

- указывается, какой из узлов вступает в работу (наименование рабочего узла) и вид перехода;

- вводятся исходные данные, в том числе указывается длина хода инструмента или узла, режим резания (подача инструмента или шпинделя);

- при наличии совмещения операций (переходов) указывается приоритет данных, т.е. какое время обработки или движения будет основным (рис.2).

Расчеты основных элементов кулачка производятся по несколько измененным алгоритмам, указанным в [1].

Рисунок 2 – Этап В

С. На третьем этапе по результатам первых двух этапов формируются данные о точках на поверхности кулачков, в соответствии с технологией обработки, которые посредством разработанной библиотеки под программный продукт Компас формирует рабочие чертежи кулачков. На чертеже указан профиль кулачка (рис.3а), а также таблица с характерными точками.

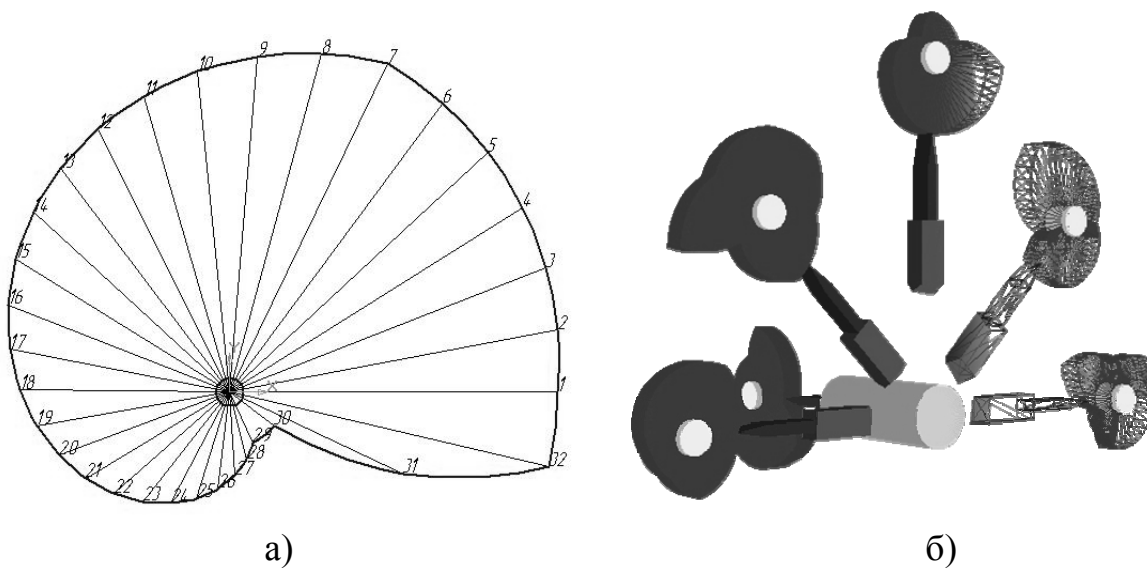


Рисунок 3 – Профиль кулачка (а) и 3D модель процесса (б)

Профиль кулачка сохраняется в виде текстового файла, в котором указаны полярные координаты основных точек контура кулачка, по которым можно воспроизвести двухмерный или трехмерный контур.

Для решения последующих этапов разработки 3D модели процесса обработки кулачка (разработки 3D модели основных узлов станка, моделирования процесса обработки детали из заготовки на станке и подготовки данных об обработанной детали для построения ее рабочего чертежа), была разработана программа, использующая графическую библиотеку OpenGL.

Результатом работы программы есть создание элементов узла станка в пространстве (рис.3б). После нажатия клавиши «Пробел» происходит имитация процесса обработки деталей, взаимное перемещение рабочих органов станка, в результате которых получается исходный профиль, который потом с помощью библиотек можно переместить в различные пакеты (Solid Works, Компас, Автокад и др).

Данная 3D модель процесса позволяет произвести «виртуальную обработку», с целью определения степени соответствия профиля кулачка контурам, указанным на чертеже детали, и заданной точности процесса обработки с помощью спроектированных кулачков.

Практическое использование такой виртуальной 3D модели процесса обработки деталей на кулачковых станках – автоматах позволяет существенно сократить время подготовки производства на выпуск новой продукции, так как не требуется уточнения (иногда и неоднократного) профиля кулачков после их опытного изготовления (в металле) в случае несоответствия обработанной детали требованиям чертежа.

Литература

- 1 Наладка одношпиндельных токарных автоматов: Справочное пособие/ А.Я. Пожитков, Е.С. Сафро, И.Д. Волпянский, М.В.Соловейчик. – Л.: Машиностроение, 1978, 192с.

УДК 621.923

Братан С.М.

СевНТУ, г. Севастополь, Украина

**СИСТЕМНЫЙ АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА
ОБЕСПЕЧЕНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА
ПРИ ЧИСТОВОМ И ТОНКОМ ШЛИФОВАНИИ**

Definition of actual depth of cutting in view of change of the structure of the tool and vibrations in technological system.

Введение

Изучение структуры операции чистового и тонкого шлифования требует разбиения ее на элементы – отдельные подсистемы и блоки, описание связей между ними [1]. По отношению к объекту (детали и инструменту) технологические процессы выступают как преобразующие системы. Технологические процессы могут рассматриваться как средство обеспечения запланированных эксплуатационных свойств деталей, сборочных единиц и изделий. Разбиение на подсистемы определяется как непосредственно изучаемым объектом – технологической операцией, так и целью проводимого анализа, формализованным представлением которой являются соответствующие критерии.

Основная часть

При шлифовании абразивными кругами критериями эффективности обычно полагают $t_{ум}$ – штучное время на операцию или C_i – приведенные затраты на шлифование изделия [2]:

$$t_{ум} = \frac{П}{Q_{\Sigma}} K_n + T_n + \frac{T_{c.u} \cdot n_{c.u}}{n_{дет}},$$
$$C_i = R \cdot t_{ум} + q \cdot П \cdot В \cdot L \cdot C_u + n_{c.u} \cdot C_{прав},$$

где $П$ – припуск на операцию; Q_{Σ} – суммарная скорость съема материала; K_n – коэффициент, учитывающий влияние пути врезания и схода инструмента на основное время; T_n – подготовительно-заключительное время на деталь; $T_{c.u}$ – время замены инструмента в случае его предельного износа; $n_{c.u}$ – количество смен инструмента при обработке партии деталей; $n_{дет}$ – количество деталей в партии; R – стоимость станкосекунды; q – удельный расход материала зерен круга; C_u – стоимость инструмента; $C_{прав}$ – затраты на одну правку шлифовального круга.

В качестве параметров, которые используются при определении конкретных значений вышеприведенных критериев, используются значения переменных, характеризующих поведение технологического

процесса, и его результаты. Для конкретизации этих значений еще до выполнения соответствующих технологических операций необходимо адекватное описание поведения технологической системы и необходимых по техническим требованиям параметров качества. Разработка математических зависимостей, адекватно моделирующих поведение технологической системы, является основой для решения задач обеспечения стабильности параметров качества шлифованных поверхностей. Погрешности описания неизбежно приводят к снижению производительности, нестабильности и потере качества изделий. По функциональным признакам операция шлифования может быть разбита на: подсистемы станка, приспособления, инструмента, детали, СОЖ, зоны контакта, правящего инструмента и зоны правки. Начальные условия в существенной степени определяются технологическим наследованием в процессе производства детали и всем технологическим комплексом производства. Последний является «окружающей средой» для технологического процесса чистового и тонкого шлифования и в существенной мере определяет результирующие и эксплуатационные показатели качества изделий.

Структура системы операции чистового и тонкого шлифования отображена на рис. 1.

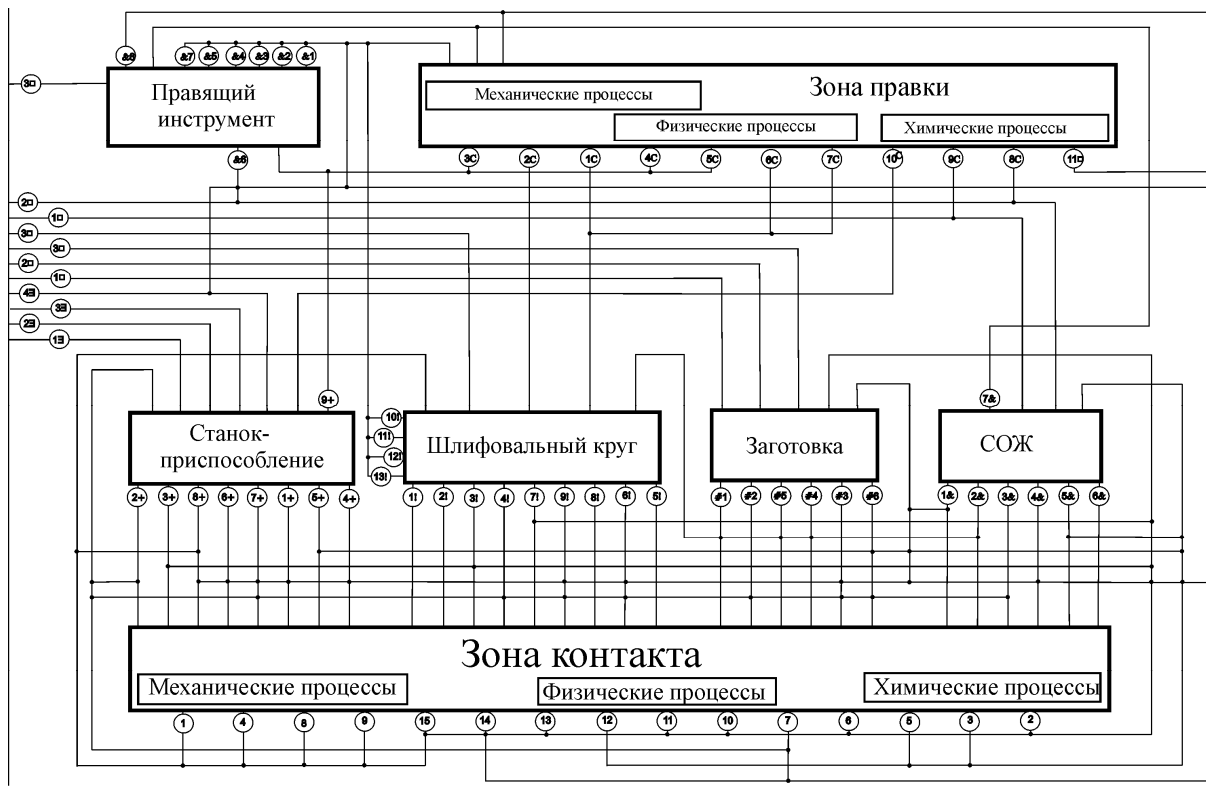


Рисунок 1 – Схема связей между подсистемами операции шлифования
Каждая из подсистем имеет свой набор свойств, текущих параметров состояния, начальных условий, вектора входных и выходных переменных.

Последовательный анализ свойств, связей, состояний, законов функционирования подсистем обеспечивает определение их пространственно-временных характеристик.

На структурной схеме (рис. 1.) входные и выходные переменные отмечены соответствующими цифрами и знаками, что позволяет дать наглядное представление связи между подсистемами.

Например, в подсистему инструмента поступают входные переменные из подсистемы станка 8+, зоны правки инструмента 1', 2', 6', 7', зоны контакта детали с кругом 1, 4, 7, 8, 9, 13, 14, 15. На входы подсистемы поступает также часть её выходных переменных (см. рис. 1).

Каждая из подсистем: СП – станок–приспособление, И – инструмент, Д – деталь; ЗК – зона контакта, ПИ – правящий инструмент, ЗП – зона правки имеет свой набор свойств, параметров состояния, предысторию, вектор входных и выходных переменных. Математически они представляются наборами (векторами) параметров состояний.

Например, для подсистемы «станок–приспособление $Z_{СП}$ »: вектор входных переменных, поступающих из среды – $X_{СП}^C$; вектора входных переменных, поступающих из других подсистем – $Y_{И}^{СП}, Y_{СОЖ}^{СП}, Y_{Д}^{СП}, Y_{ЗК}^{СП}$; вектор выходных переменных – $Y_{СП}$.

Поведение подсистем, участвующих в технологической операции, может быть представлено системой уравнений, характеризующей состояние технологической системы:

$$\left. \begin{aligned} Z_{СП} &= \Phi_{СП}(X_{СП}^C, Y_{И}^{СП}, Y_{СОЖ}^{СП}, Y_{Д}^{СП}, Y_{ЗК}^{СП}, \tau); \\ Z_{И} &= \Phi_{И}(X_{И}^C, Y_{ПР}^{И}, Y_{СП}^{И}, Y_{ЗК}^{И}, Y_{СОЖ}^{И}, \tau); \\ Z_{Д} &= \Phi_{Д}(X_{Д}^C, Y_{СП}^{Д}, Y_{ПР}^{Д}, Y_{СОЖ}^{Д}, \tau); \\ Z_{СОЖ} &= \Phi_{СОЖ}(X_{СОЖ}^C, Y_{СП}^{СОЖ}, Y_{Д}^{СОЖ}, Y_{И}^{СОЖ}, Y_{ЗК}^{СОЖ}, \tau); \\ Z_{ЗК} &= \Phi_{ЗК}(Y_{Д}^{ЗК}, Y_{И}^{ЗК}, Y_{СОЖ}^{ЗК}, \tau); \\ Z_{ПИ} &= \Phi_{ПИ}(X_{И}^C, Y_{ПР}^{ПИ}, Y_{ЗП}^{ПИ}, Y_{СОЖ}^{ПИ}, \tau); \\ Z_{ЗП} &= \Phi_{ЗП}(Y_{И}^{ЗП}, Y_{ПИ}^{ЗП}, Y_{СОЖ}^{ЗП}, \tau); \\ Y_{СП} &= F_{СП}(Z_{СП}, X_{СП}^*, \tau) \\ Y_{И} &= F_{И}(Z_{И}, X_{И}^*, \tau) \\ Y_{Д} &= F_{Д}(Z_{Д}, X_{Д}^*, \tau) \\ Y_{СОЖ} &= F_{СОЖ}(Z_{СОЖ}, X_{СОЖ}^*, \tau); \\ Y_{ЗК} &= F_{ЗК}(Z_{ЗК}, X_{ЗК}^*, \tau) \\ Y_{ПИ} &= F_{ПИ}(Z_{ПИ}, X_{ПИ}^*, \tau) \\ Y_{ЗП} &= F_{ЗП}(Z_{ЗП}, X_{ЗП}^*, \tau) \end{aligned} \right\},$$

где $X_{СП}^*$ – вектор входных переменных, оказывающий на выходные параметры непосредственное влияние; $\Phi_{СП}$ – оператор, отображающий множество входных переменных и параметров исходного состояния на множество параметров состояния подсистем СП в момент времени τ ; $F_{СП}$ – оператор, отображающий множество значений входных переменных и параметров состояния на множество выходных переменных в момент времени τ .

На поведение технологических подсистем оказывают влияние не только текущие значения параметров, но и значения, существовавшие в предыдущие моменты времени $\tau - \Delta\tau$:

$$Z(\tau) = F[Z(\tau - \Delta\tau), X^n(\tau)] = F[Z(\tau - \Delta\tau), x^n(\tau), w^n(\tau), u^n(\tau)], \quad (1)$$

где $Z(\tau)$ – вектор параметров состояния соответствующей подсистемы; $X^n(\tau)$ – вектор входных сигналов соответствующей подсистемы; F – закон отображения; $w^n(\tau)$ – вектор возмущающих воздействий; $u^n(\tau)$ – вектор управляющих воздействий; $x^n(\tau)$ – вектор входных параметров. Здесь n – номер производной.

Соотношение типа (1) характерно для динамических систем. Все параметры системы, кроме возмущений, изменяются периодически от прохода j к проходу $j-1$ (в случае шлифования на проход), от оборота к обороту (при врезном шлифовании).

Это позволяет переписать зависимости (1) в дискретной форме:

$$Z_{i(j)} = F[Z_{i(j-1)}, x^n_{i(j)}, w^n(\tau), u^n_{i(j)}], \quad (2)$$

$$i \in \{СП, И, Д, ЗК, ПИ, ЗП\}.$$

В соответствие с рис. 1, рабочая информация о ходе технологического процесса для соответствующих схем шлифования, может быть представлена в виде преобразований:

$$Y(\tau) = \Phi[Z(\tau), X^n(\tau)] = \Phi[Z(\tau), x^n(\tau), w^n(\tau), u^n(\tau)], \quad (3)$$

$$Y_{i(j)} = \Phi[Z_{i(j)}, x^n_{i(j)}, w^n(\tau), u^n_{i(j)}], \quad (4)$$

где Y – вектор выходных параметров подсистемы; Φ – закон отображения.

Полученные выражения описывают состояние отдельных подсистем с учетом входных и выходных переменных и возмущающих воздействий.

Значения параметров в уравнениях (1), (2), (3), (4) могут меняться с учетом наложенных связей (типа равенств) и в определенных границах:

$$\left. \begin{aligned} h_{dj} &= \Phi^1(h_{dj-1}, u_j, w_j, x_j) \\ R_{aj} &= \Phi^2(R_{aj-1}, u_j, w_j, x_j) \\ R_{\max j} &= \Phi^3(R_{\max j-1}, u_j, w_j, x_j) \\ D_{k_{pj}} &= \Phi^3(D_{k_{pj-1}}, u_j, w_j, x_j) \\ H_{dj} &= \Phi^3(H_{dj-1}, u_j, w_j, x_j) \\ \dots\dots\dots \\ \delta_{cbj} &= \Phi^3(\delta_{cbj-1}, u_j, w_j, x_j) \\ \Pi_j &= \Phi^3(\Pi_{j-1}, u_j, w_j, x_j) \end{aligned} \right\}, \quad (5)$$

где h_{dj} – глубина дефектного слоя на j -м обороте; R_{aj} – величина шероховатости Ra на j -м обороте; R_{maxj} – величина шероховатости R_{max} на j -м обороте; $D_{крj}$ – диаметр круга на j -м обороте; H_{dj} – размер детали (например, толщина); Π_j – припуск, оставшейся к j -му обороту; $\delta_{свв}$ – глубина профиля круга на j -м обороте.

Для обеспечения качества изделий вектор параметров состояния Z_{ij} должен находиться в допустимой области: $Z_{\min i(j)} \leq Z_{i(j)} \leq Z_{\text{кри}(j)}$ (связи типа неравенств). Стабильность параметров ТС также можно рассматривать как один из показателей ее качества.

Критическое значение вектора $Z_{\text{кри}(j)}$ на любом обороте (проходе) определяют ограничения, которые состоят из технических требований к детали и инструменту, условиями протекания обработки и допустимыми режимами работы оборудования.

$$Z_{\text{кри}(j)} = F[S_{i(j)}, Z_{\text{дон}}, u_{\text{дон}}^n].$$

Для характеристики критического значения вектора $Z_{\text{кри}(j)}$ при шлифовании могут быть использованы следующие ограничения:

$$h_{dj} \leq h_{\text{дон}} + \Pi_j;$$

$$R_{aj} \leq R_{\text{дон}} + \Pi_j;$$

$$R_{\text{max}j} \leq R_{\text{max} \text{дон}} + \Pi_j,$$

$$\delta_{\text{св}j} \geq \delta_{\text{свдо}};$$

.....

$$0 \leq u^n \leq u_{\text{дон}}^n$$

где $u_{\text{дон}}^n$ – максимально допустимые значения управляющих воздействий, генерируемых оборудованием.

Технологические процессы чистового и тонкого шлифования должны обеспечивать высокие качественные показатели обработки, которые зависят от условий шлифования. Эти условия конкретизируются конструктивными особенностями станка, приспособления, способа базирования; характеристик инструмента (режимов и способов его правки); СОЖ, точности поступающей заготовки, назначаемых режимов резания (параметров рабочего цикла), которые являются связывающими звеньями между условиями шлифования и результатами точности и качества обработки.

При системном анализе операции шлифования особое место принадлежит анализу области взаимодействия круга и детали – зоне контакта. В этой зоне происходит удаление материала с поверхности заготовки, формирование всех ее качественных характеристик, изменяются параметры инструмента и т.д. Вследствие того, что текущие параметры

формы зерен и их расположения, как и всего шлифовального круга, в целом, являются случайными, то и процессы, определяемые взаимодействием зерен с материалом заготовки, являются стохастическими.

К параметрам состояния зоны контакта шлифовального круга и заготовки относятся ее размеры и форма, соотношение удаленной и не удаленной частей металла в каждой области зоны, физические процессы формообразования в том числе: стружкообразования, тепловыделения, пластических деформаций обрабатываемого материала, износа и разрушения инструментального материала, физического и химического воздействия на материалы СОЖ.

Стабильность параметров качества поверхностей при чистовом и тонком шлифовании в существенной степени зависит от изменения фактической глубины микрорезания t_f , которая с одной стороны представляет связующее звено между выходными параметрами процесса и управляющими воздействиями, с другой стороны определяет важнейшие ограничения

$$0 \leq t_{fi} \leq \delta_{свj}$$

Колебания фактической глубины резания приводят к разбросу показателей качества изделий.

Выводы

1 Обеспечение качества и повышение стабильности операций чистового и тонкого шлифования возможно только на основе разработки комплексных динамических моделей, путем изучения поведения технологической операции как системы при воздействии на нее изменяющихся входных, управляющих и возмущающих воздействий, учета и определения параметров протекающих стохастических процессов.

2 Необходимо комплексное решение этих задач, совокупность которых представляют собой нерешенную до настоящего времени проблему.

Литература

- 1 Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
- 2 Ларшин В.П. Статистический контроль работоспособности технологических систем по критерию стабильности. //Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 5-й международной научно-технической конференции ХНПК «ФЭД». –Харьков, 2002. – С.31–32.
- 3 Братан С М. Концепция решения задач управления оборудованием на операциях шлифования //Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр.; Севастоп. гос. техн. ун-т. – Севастополь, 1999. – Вып.2. – С.124–129.

Ковалевская Е.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

The problem of receipt of goods of necessary quality is examined in this article. Intercommunication between the modes of cutting and error of treatment is shown. Dependence of exactness of treatment from inflexibility of machine-tool and cutting modes is probed.

Введение

Проблема повышения качества изделий неразрывно связана с обеспечением точности обработки. В связи с этим, разработано большое число способов и устройств, промышленных технологий поверхностной обработки металлов. Большое практическое значение приобретают методы перспективного анализа, с целью оптимизации технологических процессов. Особенно велика роль переменных во времени деформаций, которые не всегда, а часто просто невозможно компенсировать соответствующей размерной наладкой или подналадкой технологической системы. Вопросу влияния деформаций технологической системы на точность обработки посвящен ряд работ как отечественных, так и зарубежных исследователей [2].

С погрешностями обработки, зависящими от деформаций технологической системы, тесно связаны такие вопросы, как статические и динамические свойства технологической системы, допустимые и оптимальные режимы резания, оптимальная геометрия инструмента, припуск на обработку, нормирование жесткости технологической системы, т.е. вопросы, определяющие экономичную и производительную обработку деталей на металлорежущих станках. [5]

Методика работы

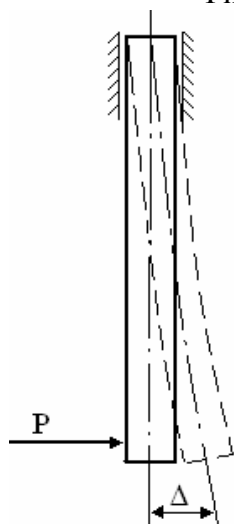
Проведем исследование статических свойств технологической системы вертикально-фрезерного станка 6P13Ф3 (рисунок 1) и построим математическую модель процесса резания.

С целью определения величины отжатия элементов станка и инструмента, будем нагружать их статическими силами с помощью специального динамометра. Нагружение будем производить силами,

ISBN 978-966-379-146-3 Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. №20 2006.
аналогічними по своєму напрямленню силам, действующим на данный узел при эксплуатации станка. (рисунок 2)



Рисунок 1 – Вертикально-фрезерный станок с ЧПУ 6P13Ф3



$$P=f(\Delta); \Delta=f(P);$$

$$C=P/\Delta_1=f(\Delta)/\Delta_1;$$

$$j=\Delta_1/P=\Delta_1/f(\Delta);$$

$$C(x,y,z);$$

где, С-податливость;

j-жесткость;

Δ-погрешность;

x,y,z-координаты.

Рисунок 2 – Схема проведения измерений

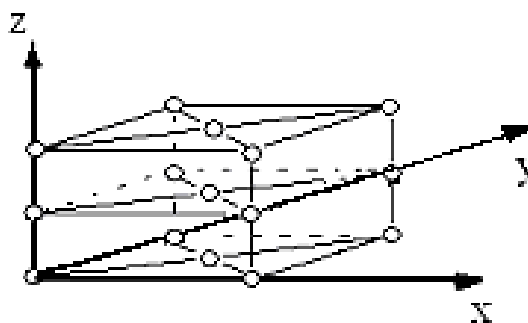


Рисунок 3 – Исследуемые точки фиксированного положения инструмента

Для проведения исследований возьмем концевую фрезу $d=20\text{мм}$ Т15К6. Нагружая с помощью динамометра фрезу (в той части, где возникают усилия при обработке), будем измерять отклонение от начального положения индикатором часового типа с ценой деления $0,02\text{мм}$. Принципиальная схема установки приведена на рисунке 4.



Рисунок 4 – Проведение эксперимента

Изменяя усилие P и величину вылета шпинделя (координату z) исследуем отклонения инструмента в направлении координатных осей x и y . (рисунок 3)

Полученные результаты занесем в таблицу 1.

Таблица 1 – Результаты эксперимента.

№ п/п	Сила нагрузки	Координаты измеряемой точки по оси			Результаты измерений			
	P	x	y	z	$\Delta x1$	$\Delta x2$	$\Delta y1$	$\Delta y2$
1	500	-500	-125	100	-190	186	-140	125
2	1000	-500	-125	100	-374	370	-265	250
3	1500	-500	-125	100	-590	578	-330	386
4	500	-500	125	100	-174	210	-100	188
5	1000	-500	125	100	-350	364	-220	356
6	1500	-500	125	100	-504	450	-330	508
7	500	500	125	100	-160	220	-196	212
8	1000	500	125	100	-330	400	-380	410
9	1500	500	125	100	-485	570	-612	630
10	500	500	-125	100	-178	178	-205	154
11	1000	500	-125	100	-322	309	-380	315
12	1500	500	-125	100	-490	460	-545	480
13	500	0	0	100	-215	255	-185	225
14	1000	0	0	100	-380	475	-330	408
15	1500	0	0	100	-570	715	-495	580
16	500	500	-125	0	-275	314	-165	260
17	1000	500	-125	0	-380	390	-315	400
18	1500	500	-125	0	-500	535	-482	620

19	500	500	125	0	-250	254	-315	235
20	1000	500	125	0	-450	420	-560	425
21	1500	500	125	0	-590	525	-790	680
22	500	-500	125	0	-230	350	-250	218
23	1000	-500	125	0	-400	600	-480	376
24	1500	-500	125	0	-555	860	-690	560
25	500	-500	-125	0	-350	340	-300	300
26	1000	-500	-125	0	-655	530	-590	455
27	1500	-500	-125	0	-938	620	-800	870
28	500	0	0	0	-280	300	-265	252
29	1000	0	0	0	-525	500	-420	422
30	1500	0	0	0	-740	700	-600	610
31	500	-500	-125	50	-410	330	-350	270
32	1000	-500	-125	50	-680	570	-625	490
33	1500	-500	-125	50	-815	840	-885	680
34	500	-500	125	50	-260	250	-310	290
35	1000	-500	125	50	-400	470	-550	450
36	1500	-500	125	50	-600	720	-800	630
37	500	500	125	50	-300	330	-340	275
38	1000	500	125	50	-495	580	-615	420
39	1500	500	125	50	-600	810	-775	760
40	500	500	-125	50	-440	290	-215	220
41	1000	500	-125	50	-725	545	-490	445
42	1500	500	-125	50	-950	790	-720	630
43	500	0	0	50	-310	290	-165	180
44	1000	0	0	50	-535	440	-290	325
45	1500	0	0	50	-740	660	-400	450

Одним из новых подходов к определению характеристик лезвийного инструмента является использование нейронных сетей для моделирования контактных процессов при резании. Применение обучаемой нейронной сети в качестве модели позволит заменить сложную многомерную функциональную зависимость более простой сетевой структурой [4].

В результате обработки экспериментальных данных с помощью нейронной сети, получим показатели значимости входных данных (таблица 2).

Таблица 2 – Показатели значимости параметров сети

Величина приращения	P	x	y	z
$\Delta x1 (-)$	0,331696	0,4671305	0,3705864	1
$\Delta x2 (+)$	0,07956909	0,07956909	0,3833665	1
$\Delta y1 (-)$	0,359868	1	0,06295338	0,6442755
$\Delta y2 (+)$	0,2270972	0,4111253	1	0,9878982

Важно знать не только величину силы но и направление ее действия. И в каждой точке будут разные приращения к координате. Поэтому,

ISBN 978-966-379-146-3 Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. №20 2006.
 учитывая векторы входных параметров, можно выявить величину приращения в каждой точке.

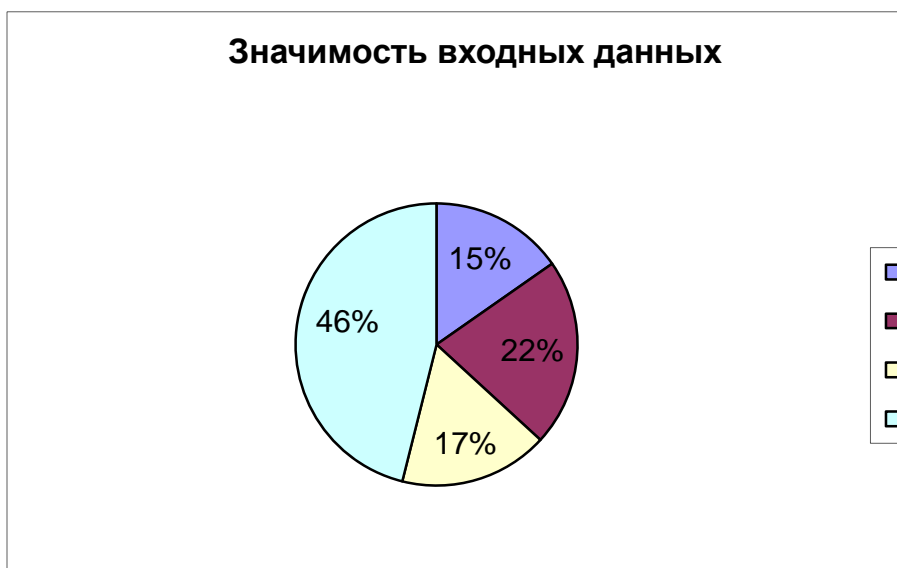


Рисунок 5 – Графическое представление значимости

Из графика видно, что наибольшее влияние на суммарное смещение инструмента оказывает величина вылета шпинделя, т.е. в данном случае координата z (46 %) и координата x (22 %). Можно сделать вывод, что при управлении этими параметрами получим минимальную погрешность.

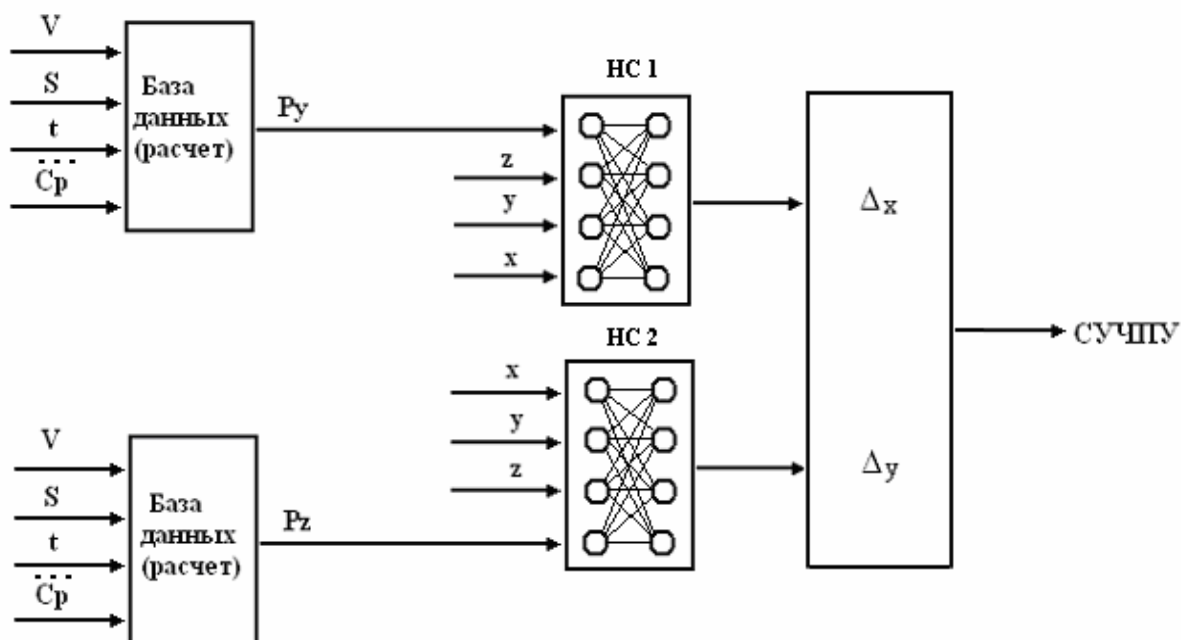


Рисунок 6 – Схема управления процессом коррекции положения инструмента

ISBN 978-966-379-146-3 Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. №20 2006.

Для того, чтобы получить необходимую точность обработки (другими словами координату x,y,z), необходимо управлять силой резания в каждой точке обработки. (рисунок 5)

Задавая различную подачу (в пределах допустимой для исходных данных), можно изменять силу резания. Причем, важно отметить, что проводя обработку на разных подачах мы не только добиваемся необходимой точности положения инструмента, но и повышаем период стойкости фрезы.. В данном случае, с точки зрения износа фрезы можно сказать следующее, что инструмент используется по максимуму, т.е. в процессе обработке износ на каждом зубе фрезы разный. И для достижения необходимой точности этот факт не играет роли до тех пор, пока не произойдет поломка зуба (т.к. меняется минутная подача). Таким образом, получаем адаптивную систему с эталонной моделью, способную поднастраиваться к изменяющимся внешним условиям.

Вывод

Полученные результаты позволяют создать устойчивую динамическую систему.

На основе анализа смещения оси фрезы под действием сил резания определена механика формирования обработанной поверхности, предлагаются зависимости для оптимизации параметров процесса фрезерования.

Установленные взаимосвязи между составляющими технологической системы позволяют прогнозировать повышение точности и качества обработки с минимальными затратами.

Литература

- 1 Ратмиров В.А. “Основы программного управления станками”. – М.: Машиностроение, 1978.- 240 с.; ил.
- 2 Старков В.К.” Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве “.-М.: Машиностр. ,1989 г.,296стр.
- 3 Фельдштейн Е.Э. “Обработка деталей на станках с ЧПУ: учебное пособие”/ Е.Э.Фельдштейн, М.А.Корниевич.- Мн.: Новое знание, 2005.- 287 с.: ил.
- 4 Кабалдин Ю.Г., Биленко С.В. Нейросетевая система управления контактными процессами при резании // NEU-2001.- Россия, Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет.
- 5 Маталин “Технология машиностроения” с. 88-91
- 6 Поляков А.Н., Дьяконов П.И. Прогнозирование тепловых деформаций станка с помощью нейронных сетей // Технология машиностроения 2005. - Вып. 7. - С. 15-19.

УДК 621.791.92

Кассов В.Д., Литвинов А.П., Лысак В.К.
ДГМА, г. Краматорск, ПГТУ, г. Мариуполь, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАПЛАВКИ С МИНИМАЛЬНЫМ ПРИПУСКОМ НА ПОСЛЕДУЮЩУЮ МЕХАНООБРАБОТКУ

Conditions of arc strip surfacing, which provide a minimum discard of the deposited metal as a result of subsequent machining are considered

Введение

Одним из основных условий оптимального технологического процесса дуговой наплавки порошковой лентой является выбор геометрии наплавки, характеризующийся минимумом отходов при последующей механической обработке [1]. Кроме экономии сварочных материалов и снижения трудоемкости такая наплавка обеспечивает повышение качества наплавленного слоя, поскольку каждый последующий слой накладывается на ровную поверхность предыдущего слоя [2].

Основная часть

Найдём условия, при которых отходы наплавленного металла после чистовой проточки наплавленного тела будут минимальными, т.е. площадь сечения усиления валика после проточки должна быть максимальной. Из макрошлифов валиков, наплавленных порошковой лентой, видно, что форму сечения усиления наплавленного валика можно принять в виде прямоугольника, скругленного дугой окружности радиуса h_1 (рисунок 1), а форму сечения проплавления основного металла в виде параболы с уравнением вида:

$$y = ax^2 - h_2, \quad (1)$$

где h_2 – глубина проплавления; h_1 – высота усиления валика.

Найдём длину отрезка MC , что и будет составлять толщину наплавленного слоя после проточки.

Обозначим величину $H/2 - (b/2 - h_1)$ через ωh_1 .

Тогда:

$$\omega = \frac{H - b + 2h_1}{2h_1} \quad (2)$$

Имеем:

$$MC = \sqrt{h_1^2 - (\omega \cdot h_1)^2} = h_1 \sqrt{1 - \omega^2}. \quad (3)$$

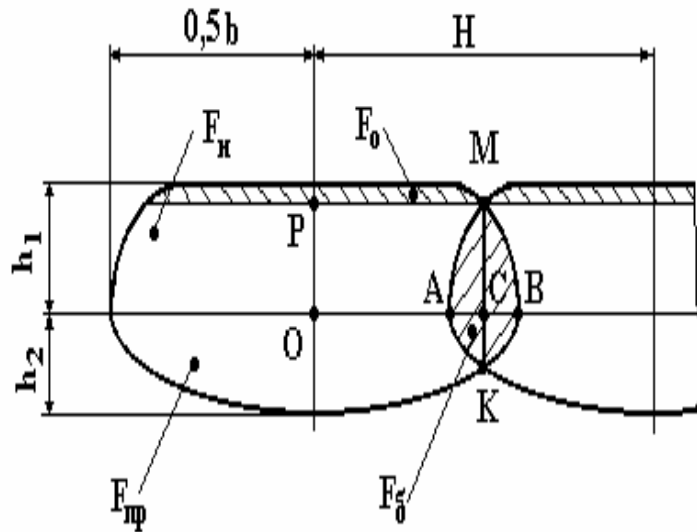


Рисунок 1 – К расчету параметров наплавленного валика

Обозначим относительный шаг наплавки H/b через α , а величину h_1/b через p . Тогда коэффициент ω можно выразить через α и p следующим образом:

$$\omega = \frac{b}{2h_1} \left(\frac{h}{b} - 1 + 2 \frac{h_1}{b} \right) = \frac{\alpha + 2p - 1}{2p}, \quad (4)$$

Тогда площадь усиления валика после проточки будет равна:

$$F_m = 2F_{опмс} = Hh_1 \sqrt{1 - \omega^2} = h_1 b \alpha \sqrt{1 - \omega^2} = b^2 p \alpha \sqrt{1 - \omega^2}. \quad (5)$$

Если проточку наплавленного валика не выполнять, то, как видно из рисунка 1 и формулы (5), площадь усиления валика будет максимальной при $\omega=0$ и равной $b^2 p \alpha$. Из (4) видно, что в этом случае:

$$\alpha = 1 - 2p, \quad (6)$$

а площадь усиления наплавленного валика:

$$F_m = b^2 p(1 - 2p). \quad (7)$$

Для исследования на максимум функции (7) найдём её производную по p и приравняем к нулю. Получим:

$$\begin{aligned} (p - 2p^2)' &= 1 - 4p = 0; \\ p &= 0,25. \end{aligned} \quad (8)$$

Таким образом, если проточку наплавленного валика не выполнять, то наплавку порошковой лентой необходимо вести на режимах, обеспечивающих отношение:

$$p = \frac{h_1}{b} = 0,25. \quad (9)$$

При этом относительный шаг α будет равен 0,5.

На практике величина $p=0,25$ обычно не достигается. Но если проточку наплавленного валика не выполнять, то наплавку рекомендуется вести и в этом случае с относительным шагом α , выбираемым по формуле (6).

Для получения максимальной площади сечения усиления валика после чистовой проточки, если механическая обработка производится, исследуем функцию (5) на максимум по переменной α . Для этого найдём её производную с учётом того, что параметр ω также является функцией α . Имеем:

$$(\alpha\sqrt{1-\omega^2})' = \sqrt{1-\omega^2} + \alpha(\sqrt{1-\omega^2})' = \sqrt{1-\omega^2} + \frac{\alpha}{2\sqrt{1-\omega^2}}(-2\omega)\omega'. \quad (10)$$

В итоге получим уравнение:

$$1 - \omega^2 - \alpha\omega\omega' = 0 \quad (11)$$

Заменяя ω из формулы (4), получим:

$$1 - \left(\frac{\alpha + 2p - 1}{2p}\right)^2 - \alpha \frac{\alpha + 2p - 1}{2p} \cdot \frac{1}{2p} = 0. \quad (12)$$

Преобразуя это выражение, получим квадратное уравнение:

$$\begin{aligned} 4p^2 - (\alpha + 2p - 1)^2 - \alpha(\alpha + 2p - 1) &= 0 \\ 4p^2 - \alpha - 4p^2 - 1 - 4p\alpha + 2\alpha + 4p - \alpha^2 - 2\alpha p + \alpha &= 0 \\ -2\alpha^2 - 6\alpha p + 3\alpha + 4p - 1 &= 0 \\ 2\alpha^2 + (6p - 3)\alpha + (1 - 4p) &= 0 \end{aligned} \quad (13)$$

Решая квадратное уравнение, имеем:

$$\alpha = \frac{-(6p - 3) \pm \sqrt{(6p - 3)^2 - 4 \cdot 2(1 - 4p)}}{4} = \frac{3 - 6p \pm \sqrt{36p^2 - 4p + 1}}{4}. \quad (14)$$

Анализируя данное решение, установлено, что необходимо взять больший корень. Тогда оптимальная величина относительного шага наплавки будет равна:

$$\alpha = 0,75 - 1,5p + 0,25\sqrt{36p^2 - 4p + 1}. \quad (15)$$

В таблице 1 приведены оптимальные значения шага наплавки α порошковой лентой, если проточку наплавленного металла не выполнять и выполнять. Эксперименты показали, что действительно максимум площади F_m достигается при α , рассчитанному по формуле (15). При изменении α от 0 до величины $1 - 2p$ величина площади F_m увеличивается по линейной зависимости в соответствии с формулой $b^2 p \alpha$. При дальнейшем увеличении шага α изменение величины F_m происходит по нелинейной зависимости в соответствии с формулой (5).

Таблица 1 – Оптимальные значения относительного шага наплавки α

P	Расчёт α по формуле	
	(6)	(15)
0,05	0,90	0,911
0,10	0,80	0,845
0,15	0,70	0,800
0,20	0,60	0,770
0,25	0,50	0,750
0,30	0,40	0,736
0,35	0,30	0,726
0,40	0,20	0,718

Найдём площадь отходов сечения усиления наплавленного валика после чистовой проточки. Из рисунка 1 имеем:

$$F_0 = 2(h_1 - \mu c)(H/2 - \omega h_1) + 2 \int_0^{\omega h_1} (\sqrt{h_1^2 - x^2} - \mu c) dx =$$

$$= (h_1 H - 2h_1^2 \omega)(1 - \sqrt{1 - \omega^2}) + h_1^2 \arcsin \omega + h_1^2 \omega \sqrt{1 - \omega^2} - 2h_1^2 \omega \sqrt{1 - \omega^2}. \quad (16)$$

Исходя из соотношений $H = b\alpha$, $h_1 = bp$, получим:

$$F_0 = (b^2 \alpha p - 2b^2 p^2 \omega)(1 - \sqrt{1 - \omega^2}) + b^2 p^2 (\arcsin \omega - \omega \sqrt{1 - \omega^2}) =$$

$$= b^2 p [\alpha - 2p\omega] (1 - \sqrt{1 - \omega^2}) + p (\arcsin \omega - \omega \sqrt{1 - \omega^2}). \quad (17)$$

Из (17) видно, что если $\omega = 0$, то $F_0 = 0$, т.е. проточка наплавленного металла в этом случае не производится и отходов металла нет.

Найдём долю оставшегося металла после проточки:

$$\gamma = \frac{F_M}{F_M + F_0} \quad (18)$$

Имеем:

$$F_M + F_0 = b^2 p \alpha \sqrt{1 - \omega^2} + [\alpha(1 - \sqrt{1 - \omega^2}) - 2p\omega + 2p\omega \sqrt{1 - \omega^2} + p \cdot \arcsin \omega - p\omega \sqrt{1 - \omega^2}] = b^2 p (\alpha - 2p\omega + p\omega \sqrt{1 - \omega^2} + p \cdot \arcsin \omega). \quad (19)$$

Откуда:

$$\gamma = \frac{\alpha \sqrt{1 - \omega^2}}{\alpha + p(\arcsin \omega + \omega \sqrt{1 - \omega^2} - 2\omega)}. \quad (20)$$

На рисунке 2 приведены графики изменения доли оставшегося металла после механической обработки γ от относительного шага наплавки α и параметра валика p .

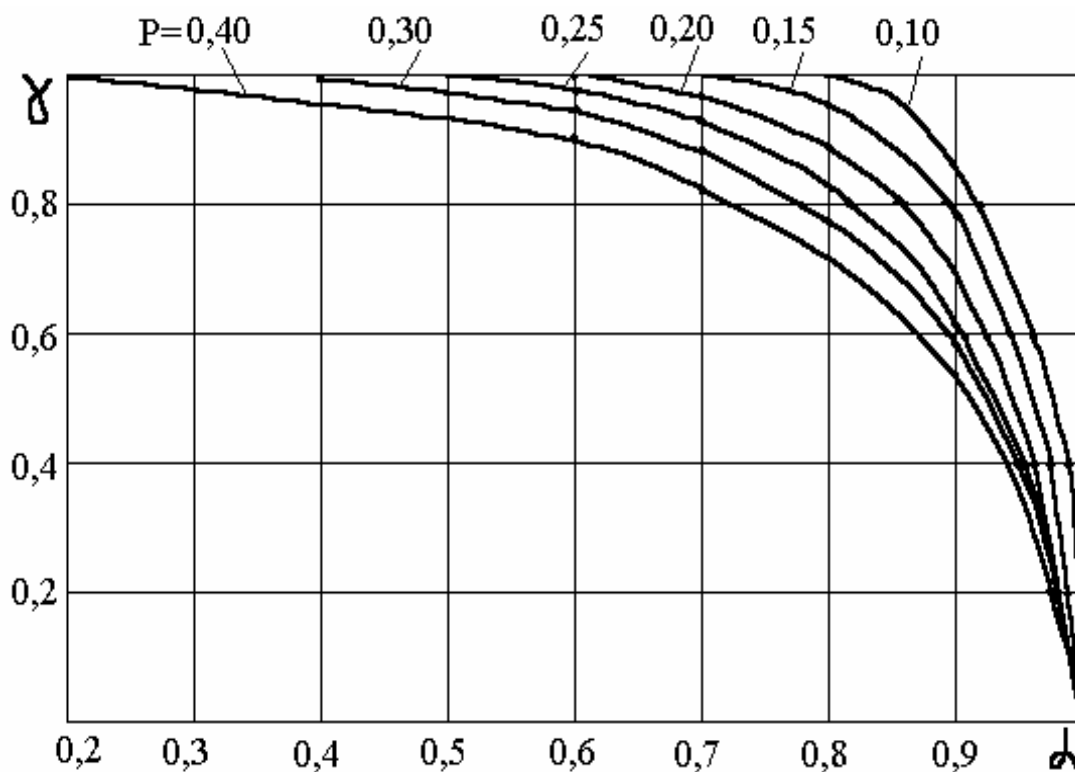


Рисунок 2 – Залежність частки участя залишеного металу після проточки γ від α і P

При збільшенні α до значення $1-2p$ величина $\gamma = 1$. Далі параметр γ монотонно зменшується влітку до нуля.

Висновки

Знайдено залежності параметрів наплавленого шару порошкової ленти, дозволившиє установити умови, при яких забезпечуються мінімальні відходи металу шару після механічної обробки.

Література

- 1 Кузнецов В.Д., Пащенко В.М. Фізико-хімічні основи створення покриттів. – К.: НМЦ ВО, 1999. – 176с.
- 2 Кассов В.Д., Чигарев В.В., Кадава В.В. Наплавка порошкової лентой як ефективний метод підвищення довговечності металургічного обладнання // Захист металургічних відломків. – Мариуполь, 2000. - №5. – С. 262-265.

УДК 621.791.75

Дворжак А.И., Кассова Е.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКИ ИНСТРУМЕНТА

The mathematical model allowing to optimize parameters of process electrocontact surfacing is developed.

Введение

Одной из основных задач является повышение технического уровня и качества продукции, ее надежности и долговечности. Эти проблемы решаются повышением эксплуатационных параметров машин. В настоящее время одним из основных путей повышения надежности и долговечности изделий является применение износостойких покрытий. Упрочнение деталей путем нанесения покрытий позволяет повысить ресурс работы агрегата при одновременном снижении расхода дорогостоящих легированных сталей [1]. Одним из эффективных способов нанесения износостойких покрытий является электроконтактная наплавка, которую целесообразно применять при незначительных потерях рабочей поверхности, путем их наращивания до номинальных размеров при минимальном уровне термодинамических возмущений, вносимых в состояние основного металла.

Специфика условий реализации процесса электроконтактной наплавки, а также высокий уровень требований, предъявляемых к качеству сварного соединения, делают необходимым развитие соответствующих методов расчета и автоматизированного проектирования. При этом в качестве основных направлений указанного выше развития следует указать на целесообразность уточнения исходных предпосылок, а также на использовании строгого численного математического аппарата.

Основная часть

В качестве присадочного материала широко используется сварочная проволока. Одномерная математическая модель напряженно-деформированного состояния присадочного металла при электроконтактной наплавке была получена на основе численного рекуррентного решения зоны формирования шва, вытекающего из совместного анализа условия пластичности и дифференциального

уравнения равновесия рассматриваемых для каждого отдельного поперечного сечения.

Расчетная схема очага деформации при реализации процесса электроконтактной наплавки износостойкого слоя представлена на рисунке 1.

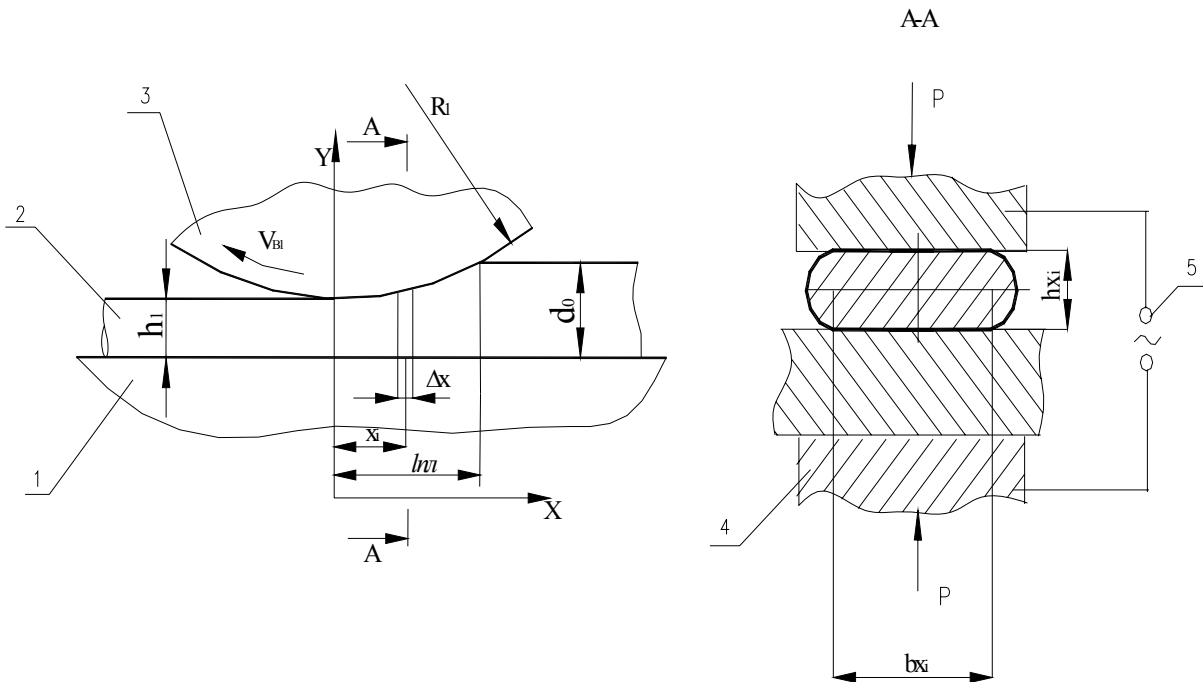


Рисунок 1 – Расчетная схема процесса наплавки:

1 – восстанавливаемая деталь; 2 – привариваемая проволока; 3,4 – верхний и нижний ролик-электрод контактной наплавочной машины; 5 – источник питания.

Принимая в качестве исходных данных результаты анализа экспериментальных исследований, введем следующие допущения:

– в качестве закона трения принят закон Кулона-Амонтона [2]:

$$\tau_x = P_x \cdot f_x, \quad (1)$$

где τ_x – касательные напряжения на контактной поверхности; P_x – нормальные контактные напряжения; f_x – коэффициент трения на контактной поверхности;

– металл в процессе формообразования течет только в поперечном направлении;

– механические свойства металла шва по ширине сечения постоянны.

Математическую модель процесса наплавки проволокой можно представить в виде следующей алгоритмической последовательности.

Длина очага деформации:

$$l = \sqrt{R_{np}(d_0 - h_1)} \quad (2)$$

Касаясь зависимости (2) следует указать на то, что она является корректной только при реализации процесса обжатия в двух цилиндрических рабочих роликах-электродах. В случае же наплавки на плоское изделие (рисунок 1) необходимым с точки зрения геометрических параметров зоны пластического формоизменения шва является дополнительный учет упругих деформаций сжатия данного изделия (в случае его малогабаритности), и упругих деформаций его изгиба от действия нормальных контактных напряжений P_x . Отмеченное выше может быть учтено на основе зависимости следующего вида:

$$l = \sqrt{2R_{II}R_1\Delta h/(R_{II} + R_1) - \Delta h^2/4 + X^2} + X \quad (3)$$

где $R_{II} = \sqrt{(R_2 - \delta_{II})^2 + (l - X)^2}$ - радиус контактной поверхности восстанавливаемого изделия с учетом упругой деформации его изгиба;

$$\delta_{II} = p(l_{II} - X)^4 \nu_{II} / (8E_{II}I_{II}) = 3p(l_{II} - X)^4 / (2E_{II}h_{II}^3) \quad - \quad \text{упругое}$$

перемещение контактной поверхности восстанавливаемого изделия в сечении на входе в очаг деформации, определяемое с использованием известных решений теории сопротивления материалов для защемленной балки, нагруженной распределенной нагрузкой $p \nu_{II}$ [3];

$h_{II}, \nu_{II}, I_{II}, E_{II}$ - толщина, ширина и момент инерции поперечного сечения восстанавливаемого изделия, а также модуль упругости его материала;

$X = 16R_2R_1p(1 - \omega_g^2) / [\pi E_g(R_2 + R_1)]$ - вспомогательная переменная, используемая для расчета общей протяженности зоны термопластического формоизменения.

В случае наплавки массивного изделия, например рабочих органов сельскохозяйственных машин, упругим перемещением контактной поверхности изделия пренебрегаем, а формула (3) будет иметь следующий вид:

$$l = \sqrt{2R_1R_2(d_0 - h_1)/(R_1 + R_2)}, \quad (4)$$

где $R_{np} = 2R_1R_2/(R_1 + R_2)$ - приведенный радиус рабочих валков, так как $R_2 = \infty$, тогда $R_{np} \approx 2R_1$; d_0 - исходный диаметр проволоки, мм; h_1 - конечная толщина наплавленного слоя, мм.

Протяженность выделенного элементарного объема очага деформации:

$$\Delta x = l / K_R, \quad (5)$$

где K_R – количество разбиений очага деформации.

Текущее значение координаты конечного сечения выделенного объема очага деформации:

$$x_i = \Delta x(i - 0,5), \quad (6)$$

где i – порядковый номер выделенного объема очага деформации.

Текущее значение толщины наплавленного слоя:

$$h_{xi} = h_1 + 2 \left(R_{np} - \sqrt{R_{np}^2 - x_i^2} \right). \quad (7)$$

Текущее значение ширины наплавленного слоя:

$$b_{xi} = \frac{\pi (d_0^2 - h_{xi}^2)}{4 h_{xi}}. \quad (8)$$

Средняя по ширине поперечного сечения степень деформации металла:

$$\varepsilon_{xc} = 1 - \frac{h_{xi}}{2\sqrt{R_{np}^2 - h_{xi}^2}/4} \arcsin \sqrt{1 - \frac{h_{xi}}{4R_{np}^2}}. \quad (9)$$

Математическая модель процесса наплавки сварочной проволокой включает в себя моделирование двух случаев наплавки: наплавка проволокой с соотношением текущей ширины наплавленного слоя к высоте $b_{xi}/h_{xi} < 1$ и с соотношением $b_{xi}/h_{xi} > 1$.

Первый случай, когда $b_{xi}/h_{xi} < 1$, описывается с помощью метода полей линий скольжения. Причем аналитически зависимость для определения нормальных контактных напряжений может быть представлена в виде полинома третьей степени[4]:

$$p_{xi} = 2K_{cxi} [1 + 0,2134737(1 - b_{xi}/h_{xi}) - 0,8898613(1 - b_{xi}/h_{xi})^2 + 2,70327(1 - b_{xi}/h_{xi})^3]. \quad (10)$$

В

о втором случае, когда $b_{xi}/h_{xi} > 1$, значение нормальных контактных напряжений в выделенном элементе:

$$p_{xi} = 2K_{cxi} \frac{h_{xi}}{f} \left[\text{EXP} \left(\frac{b_{xi} f}{h_{xi}} \right) - 1 \right]. \quad (11)$$

Определение значения P_{xi} по формуле (11) служит основой для последующего нахождения локальных и интегральных характеристик процесса формообразования наплавленного слоя.

Значения интегральной силы обжатия по ширине сечения в зоне пластического формоизменения определяли по формуле (12) для каждого элементарного объема. Непосредственно сила обжатия может быть определена [4]:

$$P = \sum_{i=1}^{K_R} p_{xi} \frac{l}{K_R}. \quad (12)$$

Момент обжатия:

$$M = 2 \sum_{i=1}^{K_R} p_{xi} \frac{l}{K_R} x_i. \quad (13)$$

Выводы

Разработана математическая модель, позволяющая оптимизировать параметры процесса электроконтактной наплавки. Ее использование обеспечивает получение наплавленного слоя с заданными показателями геометрических характеристик на детали с плоской поверхностью различной протяженности.

Литература

- 1 Клименко Ю.В. Электроконтактная наплавка. – М.: Металлургия, 1988. – 128с.
- 2 Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением: Справочник. – М.: Металлургия, 1982. – 321с.
- 3 Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В. Справочник по сопротивлению материалов. - Киев: Наукова думка, 1988. – 736 с.
- 4 Грибкова С.Н., Дворжак А.И., Шевченко А.В. Математическое моделирование напряжений и деформаций при производстве электродной плющенко // Вісник Харківського держтех університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2005. – С.44-49

УДК 551.16.19.13.13

Тарасов А.Ф., Короткий С.А.
(ДГМА, Краматорск, Украина)

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СПОСОБА ПРОБИВКИ ЛИСТОВОЙ ЗАГОТОВКИ НА КОНТУРНОЙ НАКЛАДКЕ

A numeral design and experimental research of holing process with the promoted quality of cut is executed. It is shown that between numeral and experimental stress values there is high correlation.

При проведении технологических операций вырубки-пробивки по обычной схеме в начальный момент разделения происходит пластическое деформирование заготовки, вследствие чего пуансон внедряется в материал без образования трещин на высоту $\Delta = kS$, где S – толщина листовой заготовки, а коэффициент $k = 0,1 \div 0,3$ в зависимости от пластичности материала заготовки. Дальнейшее внедрение пуансона в заготовку приводит к хрупкому разрушению материала в очаге деформации. При этом процесс пластического деформирования заготовки обычно является нежелательным, т.к. повышает энергозатраты [1].

Однако в случаях, когда необходимо получение гладкой и перпендикулярной поверхности среза, применяются способы чистовой вырубки-пробивки, направленные на повышение доли пластической деформации в процессе разделения. Эти способы основаны на изменении схемы напряженно-деформированного состояния в зоне разделения: в очаге деформации создают сжимающие напряжения, которые способствуют устойчивому пластическому деформированию металла без образования трещин до $k = 0,7 \div 0,8$, например, за счет энергии упругой деформации буферов из тарельчатых или кольцевых пружин [2, 3]. Широко используется также способ, заключающийся в создании высокого гидростатического давления в очаге деформации за счет внедрения клиновых ребер, оттесняющих металл в зону разделения [3].

Авторами был предложен способ пробивки отверстий с повышенным качеством среза [4], суть которого состоит в том, что заготовка размещается над матрицей на контурной накладке, отверстие в которой больше отверстия в матрице и расположено эквидистантно контуру разделения, а пробивку совмещают с отбортовкой невысокого бурта [5].

Целью данной работы является анализ напряженно-деформированного состояния заготовки в зоне разделения путем моделирования и экспериментального исследования процесса разделения заготовки на контурной накладке.

Развитие численных методов анализа (CAE) позволило широко использовать их в различных предметных областях, в том числе и при изучении пластического деформирования заготовки при обработке металлов давлением. Использование CAE-систем для моделирования позволяет осуществлять всестороннее исследование технологических процессов и предоставляет возможность варьирования параметрами в широком диапазоне, что не всегда можно реализовать при использовании классических методов анализа процессов ОМД. На сегодняшний день известен ряд программных систем, позволяющих выполнять численный анализ процессов пластического деформирования (COSMOSWorks2006, Abaqus, Ansys, Deform3D и др.).

В работе выполнялось моделирование процесса пробивки отверстий в листовой заготовке с одновременным формированием фаски по контуру отверстия и бурта (рис. 1) в среде конечно-элементного анализа Abaqus.

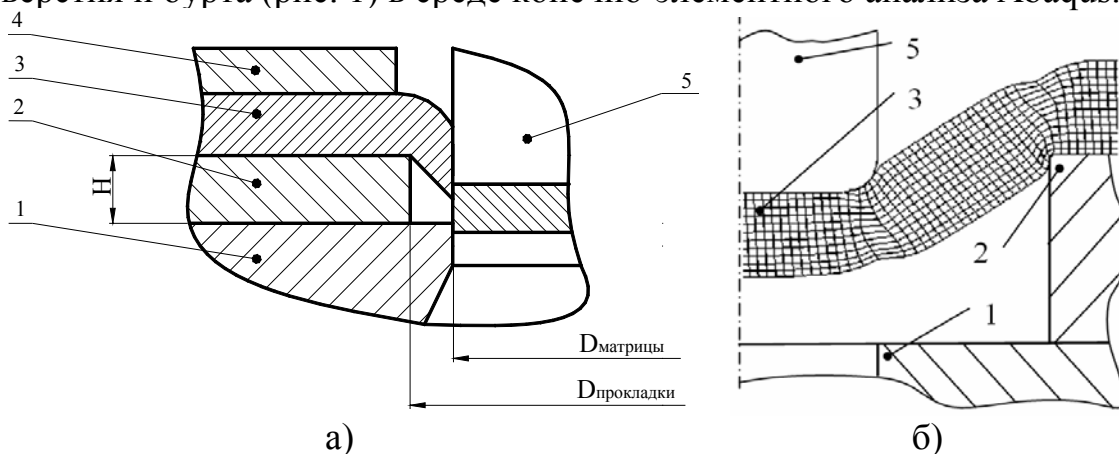


Рисунок 1 – Схема пробивки отверстия с фаской и буртом и повышенным качеством среза (а); расчетная схема для анализа МКЭ (б)

1 – матрица; 2 – контурная накладка; 3 – заготовка; 4 – прижим; 5 – пуансон

При проведении расчетов принимались следующие параметры технологического процесса: диаметр пробиваемого отверстия $D_{\text{матрицы}} = 28$ мм; высота контурной накладки $H = 1,5$ мм; диаметр отверстия в контурной накладке $D_{\text{накладки}} = 30,8$ мм; толщина заготовки $s = 1,5$ мм; материал заготовки – сталь 08кп, – что соответствует параметрам реального процесса пробивки при экспериментах. При моделировании решалась задача в осесимметричной постановке. Матрица и пуансон моделировались как абсолютно жесткие недеформируемые тела. Геометрия заготовки аппроксимировалась четырехугольными конечными элементами. Действие прижима на заготовку моделировалось путем задания на части верхней поверхности заготовки граничных условий, которые предотвращают ее перемещение в вертикальном и горизонтальном направлениях. Расчеты выполнялись с учетом упрочнения материала заготовки, характеристики которого были получены в результате экспериментов на линейное растяжение (рис. 2).

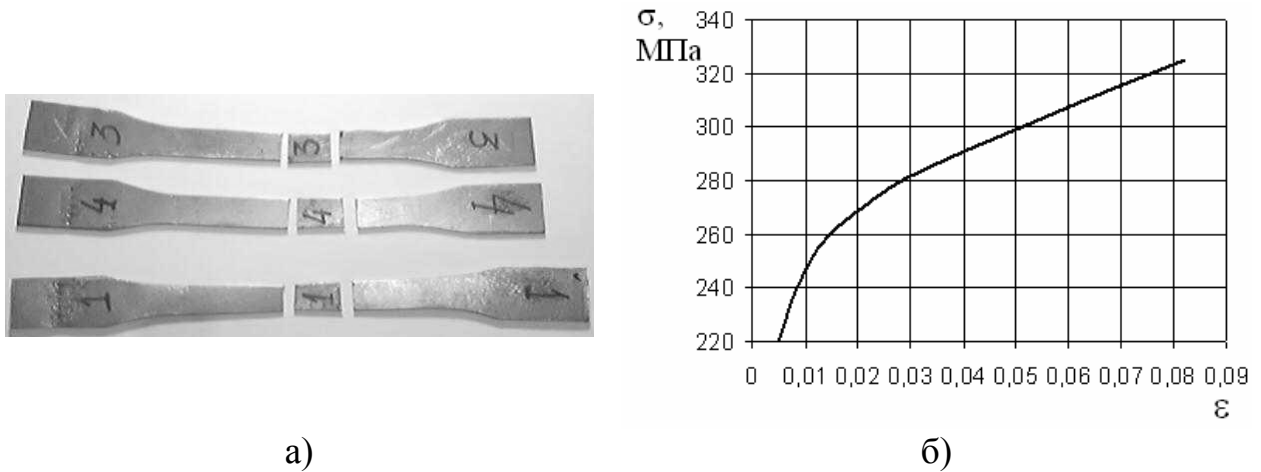


Рисунок 2 – Испытания материала заготовки на линейное растяжение:
 а) – образцы после испытаний на растяжение с вырезанными для контроля микротвердости участками; б) – экспериментальная кривая упрочнения материала

В результате моделирования выяснено, что процесс разделения листовой заготовки проходит в несколько стадий (рис. 3).

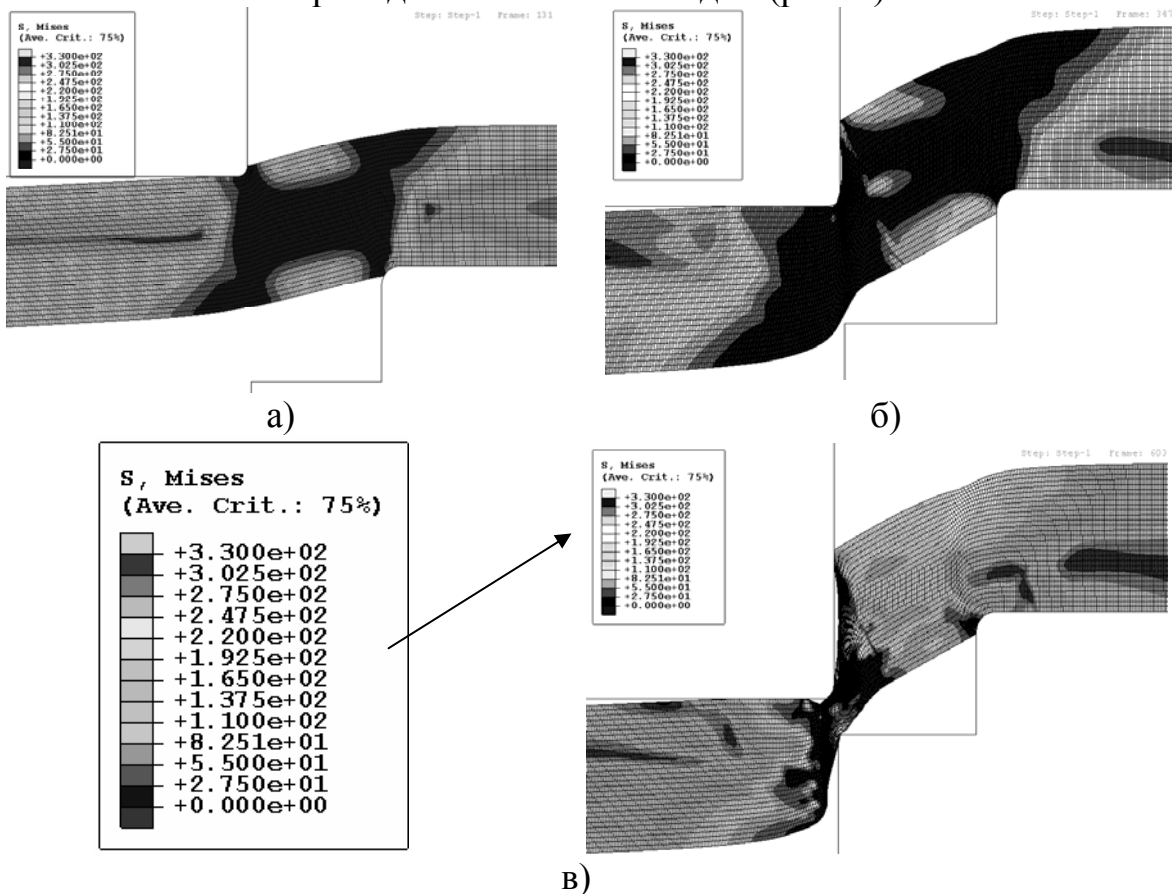


Рисунок 3 – Стадии процесса пробивки листовой заготовки на контурной накладке:
 а) – изгиб заготовки в отверстие накладки; б) – пластическое внедрение пуансона в заготовку; в) – пробивка на матрице

В начальной стадии деформирования (рис. 3, а) происходит пластический осесимметричный прогиб заготовки в отверстие контурной

накладки, в результате чего высота ее сечения в направлении между кромками пуансона и матрицы увеличивается (больше толщины заготовки). При этом оттеснение заготовки в стороны при внедрении пуансона ограничивается за счет растягивающих напряжений, действующих вдоль наружного контура заготовки под пуансоном.

На второй стадии (рис. 3, б) пуансон внедряется в заготовку, выглаживая своей боковой поверхностью стенки пробиваемого отверстия. При этом следует отметить, что вследствие отсутствия контакта заготовки с матрицей (отсутствует концентратор напряжений), трещина на данной стадии процесса не развивается.

При дальнейшем ходе пуансона возникает контакт заготовки с матрицей (рис. 3, в) и происходит разделение материала между пуансоном и матрицей. При этом трещина распространяется от матрицы.

Известно, что между микротвердостью деформируемого материала и интенсивностью напряженно-деформированного состояния существует однозначная функциональная связь [6, 7]. Поэтому с целью уточнения характера деформирования металла в процессе выполнения данной технологической операции проводился анализ микротвердости, измеряемой на шлифах заготовок, полученных в результате пробивки (рис. 4, а).

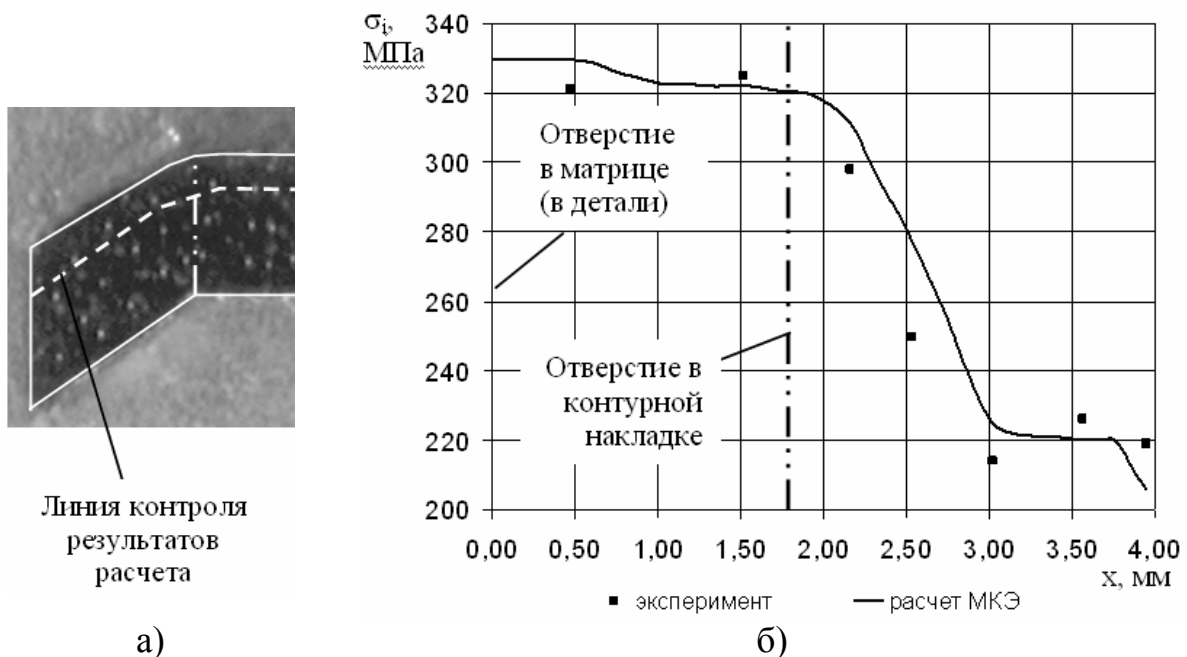


Рисунок 4 – Шлиф пробитого отверстия (а) и распределение интенсивности напряжений в заготовке (б) (x – расстояние от контура пробитого отверстия)

Для определения напряжений и степеней деформации заготовки в очаге пластической деформации по значениям микротвердости были дополнительно проведены испытания образцов на растяжение до заданной степени деформации. Растянутые образцы разрезались в поперечном направлении (рис. 2, а) и на срезе готовились шлифы с целью анализа

микротвердости. Это позволило построить тарировочные зависимости между микротвердостью и интенсивностями деформаций и напряжений.

Как видно из рис. 4, б, между экспериментальными и расчетными значениями напряжений имеется довольно высокая корреляция. Значения интенсивности напряжений приведены для конечных элементов, расположенных на 1/3 толщины заготовки со стороны пуансона (см. рис. 4, а), где контролировалась микротвердость. Следует отметить, что значения микротвердости на кромке разделения практически соответствуют предельной деформации, полученной в экспериментах на растяжение образцов.

Выводы

1 Применение численного метода конечных элементов для анализа процесса пробивки на контурной накладке позволило установить стадии процесса разделения листовой заготовки. Установлено, что при выполнении данной технологической операции на первом этапе деформирования происходит осесимметричный прогиб заготовки в отверстие накладки, затем пуансон внедряется в заготовку не вызывая ее разрушения, что обеспечивает повышение качества среза. При $D_{\text{матрицы}} = 28$ мм, $D_{\text{накладки}} = 30,8$ мм и заготовке из стали 08кп пуансон внедряется без разрушения на высоту $\Delta = (0,8 \div 1)S$, что соответствует диапазону значений коэффициента k при чистовой вырубке.

2 Экспериментальные исследования показали высокую степень адекватности результатов численного моделирования реальным значениям интенсивности напряжений при выполнении процесса разделения. Погрешность между экспериментальными и расчетными значениями интенсивности напряжений не превышает 10%.

Литература

- 1 Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка /Под ред. Л.И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с.
- 2 Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. Учебное пособие для вузов. – М.: Машиностроение, 1997. – 278 с.
- 3 Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: Машиностроение, 1971. – 782 с.
- 4 Пат. 19856 Украины, МПК В 21 D 28/26 / Способ получения отверстий с фаской и повышенным качеством среза./ Тарасов А.Ф., Короткий С.А. – Опубл. 15.01.07; Бюл. №1. – 2 с., 1 л. ил.
- 5 Тарасов А.Ф., Короткий С.А. Комплексный подход к проектированию технологии и штамповой оснастки для листовой штамповки. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. №17, 2005. – С. 308-313.
- 6 Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. – М.: Машиностроение, 1971. – 200 с.
- 7 Смирнов-Аляев Г.А. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. / Г.А. Смирнов-Аляев, Чикидовский В.П. – Л.: Машиностроение, 1972. – 360 с.

УДК 004.8: 681.3.01(075)

Винников М.А., Тарасов С.А., Шаровар Е.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОИСК АНАЛОГОВ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗДЕЛИЙ В ХРАНИЛИЩАХ САД-ПРОЕКТОВ НА ОСНОВЕ ОНТОЛОГИЙ

Questions of quality improvement of analogues search in bases of the CAD projects of the products on the basis of ontology are considered.

Введение

Рациональным способом организации управления САД-проектами изделий на машиностроительных предприятиях является использование хранилищ данных. Для того, чтобы накопленная информация способствовала принятию качественных конструкторских решений, она должна быть представлена в обработанном структурированном виде. Наиболее типичный прецедент, требующий такой обработки, - поиск аналогов моделей изделий в ранее выполненных проектах.

Постановка проблемы, анализ публикаций

Традиционно в машиностроении используются поисковые механизмы общего назначения для поиска аналогов по текстовому описанию или специализированные – для поиска по классификаторам, например ЕСКД [1].

При использовании предложенной технологии визуального структурного подхода к проектированию изделий [2] происходит накопление метаинформации о структурах спроектированных изделий, что способствует автоматизации поиска аналогов по формализованным метаданным об элементах конструкции и связях между ними. Однако, по причине многозначности самого понятия «аналог», а также неоднозначности терминов, используемых в различных отраслях машиностроения, актуальной остается проблема релевантности поиска.

Повышение релевантности поиска аналогов моделей изделий в хранилищах САД-проектов может решаться различными методами [1]. Один из наиболее перспективных методов основан на использовании инструментария инженерии знаний - онтологий, представляющих собой базы знаний специального типа, которые состоят из конечных подмножеств концептов, отношений между ними и заданных на концептах

функций интерпретации [4, 5]. В настоящее время поиск на основе онтологий наибольшее распространение получил в хранилищах слабоструктурированной текстовой информации, а именно: WWW, каталогах и полнотекстовых библиотеках, корпоративных системах электронного документооборота [6, 7].

Выделение нерешенных ранее частей общей проблемы

Особенности реализации поисковых механизмов для САД-проектов связаны с преимущественно графическим форматом хранимой информации. Распознавание аналогов конструкций усложняется еще и тем, что для описания их геометрических моделей используются различные виды представления информации. Проведенные исследования информативности критериев поиска аналогов САД-моделей изделий [1] на основе анализа только топологии модели показали необходимость учета особенностей предметной области путем введения характеристик (смысловых, логических) узлов и связей графа структуры модели для повышения релевантности поиска. Необходимую информацию в этом случае можно получить на основе разработки и использования онтологий.

Поэтому целью работы является разработка принципов эффективного поиска аналогов САД-моделей изделий в хранилищах данных машиностроительных предприятий на основе онтологий предметных областей.

Постановка задачи

Анализ последовательности создания объемных моделей изделий в САД-системе позволяет получить описание конструкции на основе геометрических примитивов (линия, поверхность, плоскость, точка, кромка, грань), а описание элементов изделия в технических документах производится с использованием машиностроительных терминов (рычаг, опора, вал, ось). Для данных систем понятий возможно построение частных онтологий O_{CAD} и O_{tech} соответственно.

Тогда в общем виде задача поиска аналогов САД-моделей изделий на основе частных онтологий может быть сформулирована как задача нахождения оценки степени соответствия подонтологий (фрагментов частных онтологий), описывающих исходную эталонную модель искомого элемента конструкции O'_{tech} и возможный ее аналог O'_{CAD} (1), который анализируется

$$est(O'_{tech}, O'_{CAD}) \geq EST_{min}, \quad (1)$$

где $est(O'_{tech}, O'_{CAD})$ - функция оценки соответствия фрагментов онтологий, EST_{min} - минимальная требуемая степени соответствия для аналога.

Основная часть

Решение задачи (1) основывается на выполнении следующего условия (2): для любого термина (концепта или отношения) $t \in O'_{tech}$ возможно существование соответствующего термина $e \in O'_{CAD}$, который определяется функцией отображения (mapping) $map(t, O_{tech}, O_{CAD})$ термов одной онтологии на другую [8, 9].

$$\forall t \in O_{tech} (\exists e \in O_{CAD} : map(t, O_{tech}, O_{CAD}) = e). \quad (2)$$

Базисом для реализации взаимного отображения частных онтологий в машиностроительных терминах и терминах графических элементов CAD-систем может служить общесистемная онтология геометрических фигур, в терминах которой отображаются и затем оцениваются указанные частные онтологии.

На первой стадии разработки онтологии геометрических фигур выполнена их классификация, исходя из типовых форм геометрических примитивов, ограничивающих тело в пространстве (рисунок 1), которая не претендует на полноту, но позволяет сформулировать принципы классификации. Дальнейшая формализация онтологии осуществлялась на принципах последовательного изменения размерности пространства, предельных переходов и ограничений, что частично соответствует процессу построения модели в CAD- системе.

Фрагмент разработанной онтологии представлен на рисунке 2 в виде графа последовательного формирования пространственных фигур из элементов путем их добавления (добавить плоскость), введения ограничивающих понятий (круглый, параллельный, пересечение плоскостей в одной точке), а также численных значений параметров (угол, линейный размер).

Вершины разработанного графа – геометрические абстракции, рёбра – операции над геометрическими примитивами. Виды операций, которые использованы: изменение размерности пространства, добавление и ограничение примитивов, и т.д. Для решения поставленной задачи необходимо выделение частных онтологий и установление взаимосвязи (соответствия) между их понятиями. В частности, для пирамиды показано, что отрезок является ребром, а точка – вершиной.

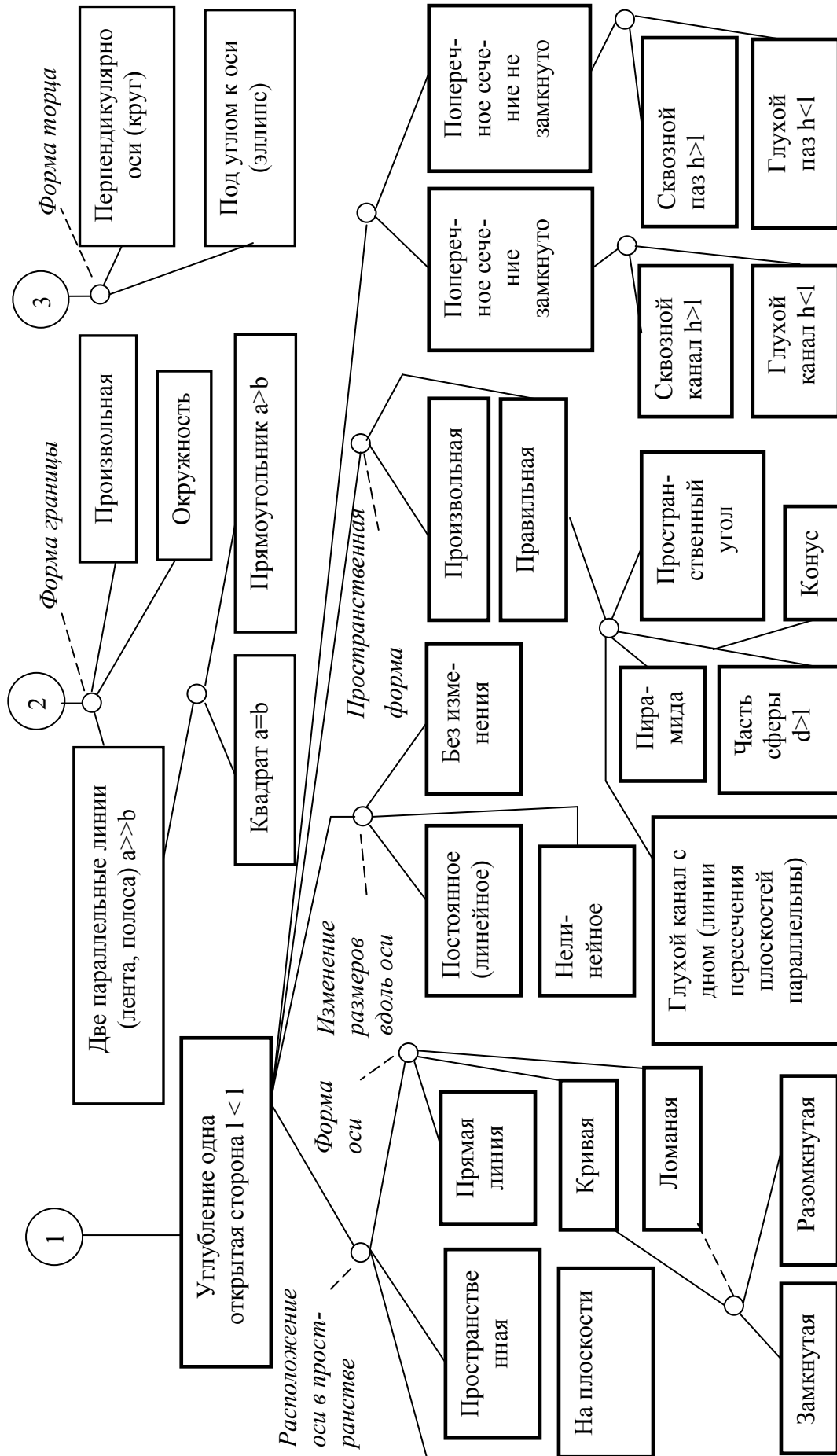


Рисунок 1 - Классификация геометрических фигур и их элементов (продолжение)

распознавание объемной модели изделия еще в процессе ее построения в САД-системе как для эффективного поиска конструктивных аналогов, так и для использования данной метаинформации в АСУ ТП при создании техпроцесса изготовления изделия.

Выводы

Для повышения достоверности результатов поиска аналогов моделей деталей, построенных в САД- системе, необходимы знания о предметной области, которые рационально представлять в виде онтологий.

Представление знаний о геометрии элементов конструкции может быть реализовано в виде разнотипных частных онтологий, которые строятся на основе понятий различной общности. Повышение качества автоматизированного распознавания аналогов обеспечивается совместным использованием общесистемных онтологий и онтологий конкретных предметных областей.

Разработан прототип онтологии для распознавания объемных моделей элементов конструкции, созданных в САД системах.

Литература

- 1 Тарасов А.Ф., Винников М.А., Тарасов С.А., Курташ С.В. Методика поиска аналогов в базах объемных моделей изделий, созданных в САД- системах. //Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск: ДГМА, 2005. – С. 52-57.
- 2 Тарасов А.Ф., Винников М.А., Короткий С.А. Технология проектирования оборудования и оснастки на основе визуального структурного подхода. /Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии – Краматорск- Славянск, 2000. – С. 311-315.
- 3 Тарасов А.Ф., Билык Г.Б., Сагайда П.И., Винников М.А., Короткий С.А. Системные методы в автоматизации проектирования изделий машиностроения. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 240 с.
- 4 Верников Г.Г. Стандарт онтологического исследования IDEF5. //Корпоративный менеджмент, 2000, № 10. – С. 48-53.
- 5 Peraketh B., Menzel C.P.; Mayer R.J. Ontology Capture Method (IDEF5). //Interim technical report. Mar 92-Sep 94. – 196 p.
- 6 Шалфеева Е.А. Классификация структурных свойств онтологий. /Искусственный интеллект.- 2005. - №3. - С.67-77.
- 7 Пейчева В.В, Потоцкая Ю.А. Модели баз знаний технологического назначения //Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб.наук.праць В 2-х ч.Ч.1. – Луганськ: Вид-во СНУ ім. В.Даля, 2004.- С.218-226.
- 8 Alexander Maedche, Boris Motik, Nuno Silva, and Raphael Volz. Mafra- a mapping framework for distributed ontologies. In *Proceedings of the EKAW 2002*, 2002.
- 9 Xiaomeng Su. A text categorization perspective for ontology mapping. Technical report, Department of Computer and Information Science, Norwegian University of Science and Technology, Norway, 2002.

УДК 621.91

Верезуб О.Н.
НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ, ЛЕГИРОВАННЫХ МЕТОДОМ ЛАЗЕРНОЙ ТВЕРДОТЕЛЬНОЙ ИМПЛАНТАЦИИ

Steel samples with surface composite layers produced by the laser melt injection method have been grinded and the grinding process has been investigated. The experimental results are in good agreement with literature data.

Введение

За последние два десятилетия по ряду причин резко возросла стоимость режущего инструмента не только в денежном эквиваленте, но и в ценовом балансе всей технологической системы. В настоящее время лидирующее положение занимают режущие инструменты с модифицированным поверхностным слоем (в 2005 году – 68 % мирового потребления режущего инструмента). Однако надо отметить, что большинство технологий применяют для инструментов из быстрорежущих сталей и твердых сплавов, которые обладают достаточно хорошими инструментальными свойствами. В связи с высокой стоимостью быстрорежущей стали и твердого сплава, на наш взгляд, весьма перспективным является путь модификации поверхности самых дешевых инструментальных материалов, каковыми являются углеродистые и низколегированные стали. Таким образом создается новый композиционный материал в поверхностном слое инструментальной матрицы.

Нами рассмотрена и решена задача создания модифицированного легированного слоя достаточно большой глубины на основе лазерных технологий, которая обеспечивает его химическое средство с дешевой матрицей, а главное – повышает режущие свойства нового композиционного инструментального материала.

Поверхностный композиционный слой Fe-W-Ti-C/TiC+Fe₃W₃C имеет толщину около 1 мм в исходной матрице Fe-C инструментального материала. Режущий инструмент из модифицированного инструментального материала по своим эксплуатационным свойствам занимает промежуточное положение между инструментом из низколегированной и быстрорежущей сталями.

Особенностью процесса лазерной твердотельной имплантации является получение легированной поверхности с низкими параметрами качества по макро- и микрогеометрии. Придание легированной поверхности требуемых характеристик по точности формы и шероховатости возможно путем осуществления дополнительной технологической операции – шлифования. Так как полученный легированный слой на поверхности матрицы инструментального материала У8А и ХВГ не исследован с точки зрения обрабатываемости нового инструментального материала, то изучение процесса шлифования легированных пластин из У8А и ХВГ несомненно представляет как научный, так и практический интерес.

Методика проведения исследований

В качестве базового шлифуемого материала выбраны легированные 6% (WC+Ti) инструментальные пластины У8А и ХВГ. Длина шлифуемой пластины 18 мм, ширина 6 мм, толщина легированного слоя, который сошлифовывался в процессе экспериментов 1 мм. Это значение толщины легированного слоя получено нами в процессе исследования микротвердости. В сравнительных испытаниях использованы стали У8А, ХВГ и широко распространенная быстрорежущая сталь Р6М5.

В качестве базового режущего инструмента приняты чашечные шлифовальные круги из эльбора 150x10x5x32 Л010 (125/100) – 100% – Б1-58. Выбор данных характеристик шлифовального круга подтверждается многочисленными исследованиями [1-3].

В качестве основных характеристик процесса шлифования приняты:

- рельеф режущей поверхности шлифовального круга;
- показатели работоспособности кругов;
- микрорельеф шлифованной поверхности инструментальных пластин.

Результаты экспериментальных исследований

1 Рельеф режущей поверхности шлифовального круга

Рельеф эльборового шлифовального круга после правки показан на рис. 1.

Представленная плотность распределения зерен по высоте отличается от расчетной плотности [4, 5] в силу наличия небольшого количества разрушенных зерен. В то же время на значительном интервале выступания зерен от 0 до 45 мм плотность вероятности распределения колеблется в пределах 0,07-0,11.

На рис. 1 представлен график распределения высоты зерен для круга при шлифовании легированной стали ХВГ и ХВГ. Из графиков видно, что

основное влияние на формирование закона высотного распределения оказывает воздействие обрабатываемой поверхности материала на зерна круга. Разрушение зерен и уменьшение их разновысотности приводит к деформации исходной кривой заправленного круга. Разрушение наиболее выступающих зерен приводит к увеличению плотности в нижерасположенных уровнях нахождения зерна в связке. Кривые распределения при шлифовании стали ХВГ и У8А приблизительно одинаковые, что указывает на идентичность износа круга. При более интенсивном износе зерен, который наблюдается при шлифовании легированных сталей У8А и ХВГ закон плотности распределения зерен смещается к уровню связки, при этом плотность распределения увеличивается до 0,2-0,21.

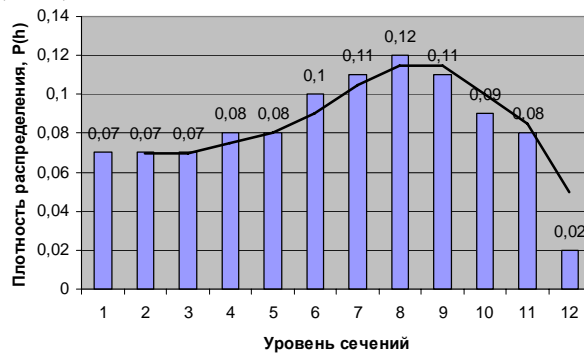


Рисунок 1 – Плотность распределения заправленного круга

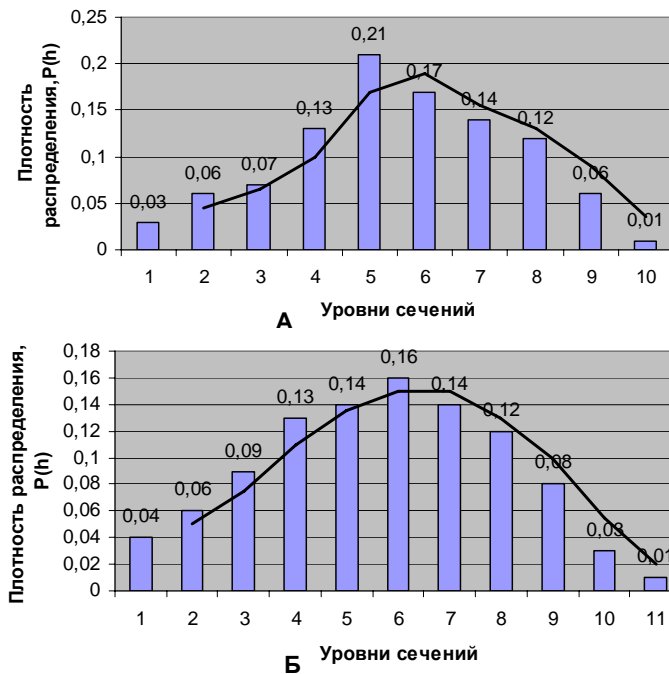


Рисунок 2 – Плотность распределения зерен по высоте при шлифовании легированной стали ХВГ (А) и ХВГ (Б)

Кроме того, можно отметить, что в связке со значительным увеличением твердости обрабатываемого материала максимальная высота выступания зерен снижается с 55-60 мкм до 40-45 мкм. Из-за частичного засаливания круга наблюдается уменьшение плотности распределения зерен на высоте у уровня связки. Проведенные исследования характера изменения рельефа режущей поверхности эльборового круга показывают на возможность применения данной технологии при заточке инструментальных пластин из стали У8А и ХВГ легированных методом лазерной твердотельной имплантации.

2 Показатели работоспособности кругов из эльбора при шлифовании инструментальных сталей

В таблице 1 приведено сопоставление относительного удельного расхода процесса шлифования различных инструментальных сталей эльборовыми кругами.

Режимы обработки были идентичны во всех экспериментах: $V_{кр} = 25 \text{ м/с}$, $S_{прод} = 3 \text{ м/мин}$, $S_{поп} = 0,01 \text{ мм/ход}$, охлаждение. Приняв работоспособность круга при шлифовании Р6М5 за 1,0 получим изменение относительного расхода эльборового круга при заточке различных материалов (табл. 1).

Таблица 1 – Сопоставление показателей удельного расхода эльборового круга при заточке

Марка инструментального материала	Р6М5	У8А	ХВГ	У8А+6% (WC+Ti)	ХВГ+6% (WC+Ti)
Сопоставления показателей удельного расхода	3,5	5,0	6,8	10,3	15,5
$\frac{мг}{г} / \text{отн.един.}$	1,0	1,4	1,9	2,9	4,4

Приведенные данные свидетельствуют о снижении работоспособности эльборовых кругов при шлифовании легированных поверхностей стали У8А и ХВГ.

На наш взгляд, основной причиной увеличения удельного расхода эльборовых кругов, является наличие карбидов титана и вольфрама в легирующих поверхностях материала. Однако мы имеем сравнительно небольшое увеличение удельного расхода эльборовых кругов, соответственно для легирующей поверхности У8А в 2,9 раза, а для ХВГ – в 4,4 раза. Ряд исследователей показывают [1, 2], что при шлифовании титановых сплавов удельный расход эльборовых кругов возрастает в 30-40 раз по сравнению с обработкой быстрорежущих сталей.

Применение кругов на основе искусственных алмазов вряд ли принесет большой эффект при шлифовании, т.к. в своей основе легирующие пластины из У8А и ХВГ содержат железо. Проведенные исследования показали достаточную эффективность эльборовых кругов при заточке легирующих инструментальных пластин из У8А и ХВГ. Полученные закономерности позволяют рекомендовать следующие режимы шлифования легированной поверхности стали У8А и ХВГ: скорость резания 25 м/с, продольная подача до 2 м/мин, поперечная подача до 0,03 мм/ход. При этих режимах заточки расход шлифовальных кругов из эльбора составляет 5-15 мг/г. Снижение продольной и поперечной подачи приводит к уменьшению удельного расхода круга.

Выводы

1 Проведены комплексные исследования шлифуемости легированных инструментальных материалов У8А и ХВГ эльборовыми кругами, которые показали достаточную эффективность рассматриваемого процесса для формообразования режущих поверхностей лезвийного инструмента, модифицированного методом лазерной твердотельной имплантации.

2 Изучение рельефа режущей поверхности и показателей работоспособности эльборовых кругов показало, что шлифуемость легированных материалов У8А и ХВГ несколько хуже, по сравнению с углеродистыми и низколегированными сталями, что объясняется наличием карбидов вольфрама и титана, а также высокой микротвердостью.

3 Установлена природа износа эльборовых кругов при шлифовании легированных инструментальных материалов, которая определяется динамическим фактором, интенсифицирующимся за счет адгезионных действий, вызванных легирующими элементами титана и вольфрама.

4 Исследование шероховатости поверхности и кромок легированных инструментальных пластин показало пригодность их использования в качестве режущего инструмента.

Література

- 1 Инструменты из сверхтвердых материалов /Под ред. Н.В. Новикова, Киев: ИСМ НАН Украины. – 2002. – 528 с.
- 2 Эльбор в машиностроении /Под ред. В.С. Лысанова, С.-Петербург: Машиностроение. – 1978. – 280 с.
- 3 Семко М.Ф., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов. – К.: Вища школа, 1980. – 192 с.
- 4 Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов. – Харьков. – НТУ «ХПИ», 2003. – 358 с. 5. Сизый Ю.А. Исследование работоспособности алмазных шлифовальных кругов /канд. дисс. – Харьков. – 1975. – 237 с.

Оглавление

РАЗДЕЛ 1 Процессы и инструменты механообработки

<i>Равская Н.С., Родин Р.П., Жирнов А.С.</i> Угловое затылование сборных фрез по окружности	3
<i>Клименко Г.П., Ткаченко Н.А. Андронов А.Ю.</i> Вероятностный подход к оценке износа и разрушений режущего инструмента	8
<i>Остафьев В.А., Кокаровцев В.В., Диордица И.Н., Тымчик Т.Г.</i> Вопрос о волновом характере процесса металлообработки.	13
<i>Бабин О.Ф., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.</i> Исследование динамических характеристик токарной технологической системы при несвободном резании	18
<i>Шейкин С.Е.</i> К расчету контактных давлений по микротвердости поверхностного слоя при деформирующем протягивании	28
<i>Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Хоменко А.В.</i> Исследование стабильности эксплуатации инструмента на тяжелых станках	36
<i>Мироненко Е.В., Колесник В.Ф., Носков В.В.</i> Работоспособность твердосплавных многогранных пластин с покрытиями при снятии больших сечений среза	42
<i>Васильченко Я.В., Ковалев В.Д.</i> Выбор оптимальных режимов резания при автоматическом управлении тяжелыми станками	48
<i>Нечепанев В.Г., Гнисько А.Н.</i> Результаты экспериментальных исследований фрезерования профильных пазов	54
<i>Мироненко Е.В., Донченко Е.И., Марчук Е.В.</i> Переносной измерительный комплекс для исследования вибраций технологических систем механической обработки	63
<i>Матюха П.Г., Гриньов Ю.О.</i> Особливості проектування токарних різців з поворотною робочою частиною	69
<i>Ивченко Т.Г.</i> Исследование закономерностей формирования тепловых потоков зоне резания при точении	78

РАЗДЕЛ 2 Качество и надежность металлорежущего оборудования

<i>Ковалев В.Д., Гаков С.А.</i> Применение адаптивных систем при обработке сложного профиля на колесотокарных станках	85
<i>Мельник М.С.</i> Исследование степени влияния различных параметров технологической системы на точность обработки на тяжелых токарных станках	90
<i>Ковалев В.Д., Куриленко Я.С.</i> Пути повышения точности тяжелых станков с ЧПУ	98
<i>Брошак І.І.</i> Обґрунтування параметрів комбінованої запобіжної муфти	103
<i>Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.</i> Исследование и совершенствование направляющих скольжения тяжелых токарных станков	108
<i>Малыгина С.В.</i> Повышение надежности сварных конструкций в станкостроении	116
<i>Новосад І.</i> Технологічність конструкції секційних елементів гнучкого гвинтового робочого органу	120

Шевченко О.В. Підвищення вібростійкості токарної обробки нежорстким інструментальним оснащенням 125

РАЗДЕЛ 3 Технология машиностроения

Клименко С.А., Мельничук Ю.А. Состояние поверхностного слоя напыленных покрытий с аморфно-кристаллической структурой после механической обработки 132

Гевко Б.М., Дзюра В.О. Результати експериментальних досліджень виготовлення зміювиків індукторів для гартування деталей машин 139

Антонюк В.С., Возненко В.В. Закономірності формування дискретно-орієнтованої топографії функціональних поверхонь 146

Ковалевский С.В. Корпоративная культура как среда формирования системы ценностей студента и выпускника вуза 152

Кассов В.Д., Литвинов А.П., Куций А.М. Оптимизация состава электрода для восстановления режущего инструмента 157

Філіппова М.В., Вислоух С.П. Комплексне конструювання оптико-механічних виробів та автоматизоване проектування технологічних процесів їх складання 162

Устинов С.Н., Попивненко А.А. Повышение производительности станков с числовым программным управлением в условиях действующих производственных систем 171

Калиниченко В.В. Влияние обработки импульсным магнитным полем на стойкость инструмента и технологические характеристики деталей при чистовом точении стали ХВГ резами с режущими пластинами из БВТС 176

Маковецький А.В., Ковалев В.Д. Исследование деформирования внутренних поверхностей инструментами качения 184

РАЗДЕЛ 4 Моделирование и оптимизация элементов технологической систем

Залога В.А., Зинченко Р.Н., Купрацевич Ю.Ю. Алгоритм разработки 3-D модели процесса обработки деталей на прутковых автоматах (полуавтоматах) 190

Братан С.М. Системный анализ факторов, влияющих на обеспечение стабильности параметров качества при чистовом и тонком шлифовании 195

Ковалевская Е.С. Моделирование режимов резания с учетом погрешностей при фрезеровании 201

Кассов В.Д., Литвинов А.П., Лысак В.К. Моделирование процесса наплавки с минимальным припуском на последующую механообработку 207

Дворжак А.И., Кассова Е.В. Математическое моделирование процесса электроконтактной наплавки инструмента 212

Тарасов А.Ф., Короткий С.А. Моделирование и экспериментальное исследование способа пробивки листовой заготовки на контурной накладке 217

Тарасов А.Ф., Винников М.А., Шаровар Е.А. Поиск аналогов элементов изделий в хранилищах САД-проектов на основе онтологий 222

Верезуб О.Н. Особенности процесса шлифования режущих инструментов легированных методом лазерной твердотельной имплантации 229

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №20

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №6 від 28.12.2006

Підп. до друку 28.12.2006
Ум. друк. арк. 13,72.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84 ¹/₁₆.
Обл.-вид. арк. 10,72.
Зам. № 106

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003