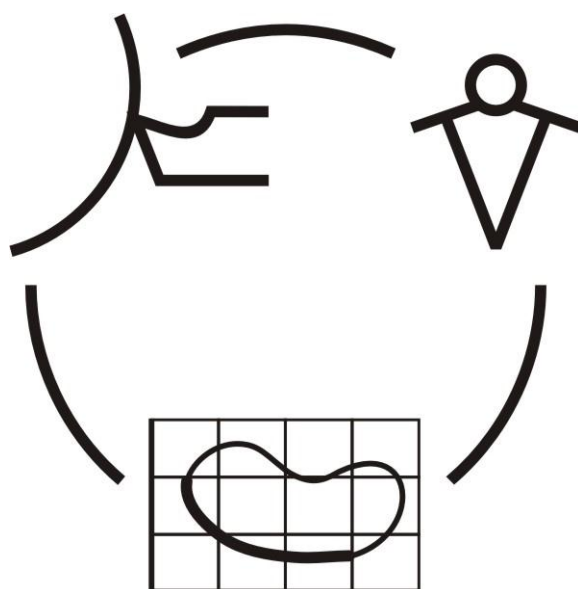


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 28



КРАМАТОРСЬК 2011

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 28 – 2011

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 28- 2011

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №28, 2011. – 352 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №28, 2011. – 352 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №28, 2011. – 352 p.

Редакційна рада: **Мироненко Є.В.**, д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); **Клименко Г.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковалевський С.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковальов В.Д.**, д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); **Алієв І.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Грабченко А.І.**, д-р техн. наук, проф.; **Залога В.О.** д-р техн. наук, проф.; **Заблюцький В.К.**, д-р техн. наук, проф.; **Кассов В.Д.**, д-р техн. наук, проф.; **Клименко С.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Колот А.В.**, д-р техн. наук, доц.; **Кузнєцов Ю.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Матюха П.Г.**, д-р техн. наук, проф.; **Михайлов О.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Пермяков О.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Равська Н.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Роганов Л.Л.**, д-р техн. наук, проф.; **Рогов В.О.**, д-р техн. наук, проф., (Россия); **Сатонін О.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Струтинський В.Б.**, д-р техн. наук, проф.; **Тарасов О.Ф.**, д-р техн. наук, проф.; **Федорінов В.А.**, к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.
Матеріали випуску друкуються на мові оригінала.

ISSN 2222-9000

ISBN 978-966-379-493-8

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2011

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2011

© Donbass State Engineering Academy, 2011

РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9

Равська Н.С., Охріменко О.А.
НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ЗРІЗУ ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННІ ЧЕРВ'ЯЧНИМИ ФРЕЗАМИ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Вступ

Створення прогресивних конструкцій різального інструменту неможливо без аналізу завантаження різальних ділянок його різальної кромки. Поряд зі швидкістю різання, величиною активної довжини різальних кромки, товщини зрізу в кожній точці різальної кромки є важливою характеристикою прогнозування працездатності інструменту. Товщина зрізу в великій мірі впливає на характеристики явищ процесу різання (зусилля різання, теплофізичні, динамічні характеристики, тощо).

Зважаючи на те, що товщина зрізу в досліджуваній точці різальної кромки інструменту є відстань від поверхні зрізуваного шару матеріалу то її визначення для інструментів працюючих методом обкочування є найбільш проблемним. Це пояснюється складною кінематичною схемою реалізації процесів обкочування, так і одночасною роботою декількох зубів різального інструменту. До таких інструментів відноситься – черв'ячна фреза.

Питанням визначення завантаження різальної кромки при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами присвячувались роботи багатьох дослідників [1,2,3,4,5,6,7,8,9]. Проте питання визначення товщини зрізу і форми зрізуваного шару при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами не достатньо досліджені. Так як в деяких роботах це питання вирішувалось спрощено, на основі плоскої задачі заміняючи фрезу рейкою. Також при визначенні товщини зрізу це питання вирішувалось як перетин плоскої передньої поверхні зуба фрези, в якій знаходиться різальна кромка фрези з плоскою фігурою, що є дією від попередніх зрізів зубів фрези по відношенню до зуба що розглядається. Однак при цьому не враховується те, що в реальній фрезі різальна кромка може бути просторовою лінією. Такий підхід не враховує те, що результуючий рух при зубофрезеруванні є складним і вектор результуючої швидкості змінює своє положення у просторі вздовж різальної кромки і тому в загальному випадку форма зрізаемого шару буде криволінійна поверхня.

Визначення товщини зрізу

Згідно ГОСТ 25762-83 (ДСТУ 25762-93) Обробка різанням: товщина зрізуваного шару a є довжина нормалі до поверхні різання, що проведена із точки різальної кромки, що розглядається і обмежена перерізом зрізуваного шару. Тому при визначенні товщини зрізу необхідно визначити положення вектора нормалі N_{Pnk} до площини різання і границі перерізу зрізуваного шару. Границі перерізу зрізуваного шару з однієї сторони обмежені різальною кромкою зуба фрези, що розглядається та з іншої поверхнями різання від дії інших зубів, що відбулися у часі пізніше та поверхнями, що обмежують тіло заготовки рис. 1.

Для визначення положення вектора нормалі N_{Pnk} до площини різання і границі перерізу зрізуваного шару необхідно визначитись з системами координат при зубофрезеруванні.

Вибір систем координат при зубофрезеруванні

При визначенні товщини зрізу розглянемо наступні системи координат (рис.2) , які зображені в початковому стані.

Де $S_0 (X_0, Y_0, Z_0)$ - допоміжна система координат, відносно якої обертається фреза;

$S_1(X_1, Y_1, Z_1)$ - система зв'язана з фрезою;

$S_2(X_2, Y_2, Z_2)$ - система зв'язана із заготовкою, з віссю фрези пов'язана координатна вісь Z_1 , з віссю заготовки колеса пов'язана координатна вісь X_2 .

При вибраних системах координат установочними технологічними параметрами будуть:

A – між осьова відстань;

$\beta_{уст}$ – кут установки (розвороту) фрези;

φ_{01} – параметр, що відповідає за поворот фрези відносно своєї осі;

φ_{02} – параметр, що відповідає за поворот заготовки колеса відносно своєї осі;

ψ – параметр, що відповідає за переміщення фрези вздовж осі колеса.

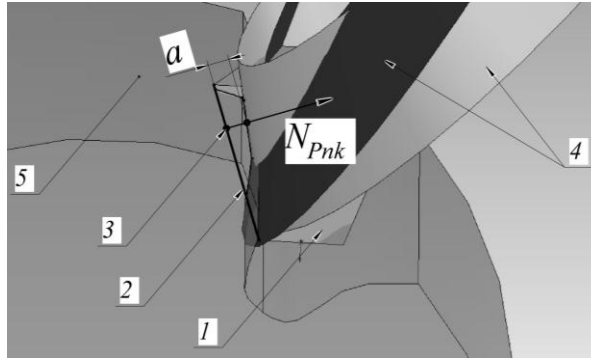


Рис. 1 – Визначення товщини зрісаемого шару a :

1- зуб фрези; 2- різальна кромка; 3- точка, що розглядається, 4- поверхні різання від інших зубів фрези; 5-поверхні, що обмежують тіло заготовки.

Кут установки для прямих фрез при нарізанні прямозубих чи косозубих прямих коліс буде:

$$\beta_{уст} = -(\beta_{колеса} - \beta_{фрези}), \quad (1)$$

де $\beta_{колеса}$ – кут нахилу гвинтової лінії на ділильному колі колеса;

$\beta_{фрези}$ – кут нахилу гвинтової лінії на ділильному циліндрі фрези.

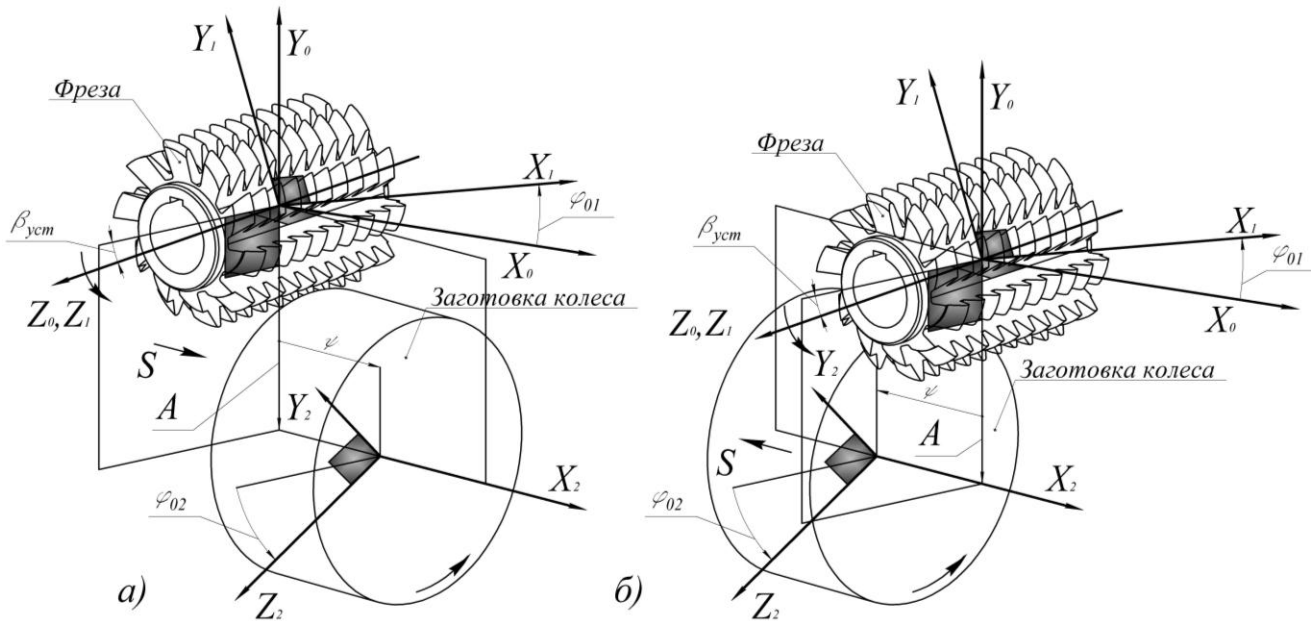


Рис. 2 – Розташування систем координат при зубофрезеруванні: а) зустрічна подача; б) попутна подача

Параметри φ_{01} та φ_{02} відповідають за кут повороту відповідно фрези та колеса навколо своїх осей і зв'язані між собою наступною залежністю:

$$\varphi_{02} = \left(\frac{1}{Zk} + \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_n \cdot \pi \cdot Zk^2} \right) \varphi_{01} \Rightarrow i_{12} = \frac{1}{Zk} \Rightarrow \varphi_{02} = \left(1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_n \cdot \pi} \right) i_{12} \varphi_{01}, \quad (2)$$

Де, Zk – кількість зубів колеса, що нарізається;

m_n - нормальний модуль зубчастого колеса, що нарізається;

i_{12} – передаточне відношення пари черв'як(фреза) – колесо.

Параметр ψ пов'язаний з обертанням фрези та осьювою подачею фрези наступною залежністю:

$$\psi = \frac{S_{oc} \cdot i_{12}}{2\pi} \varphi_{01}, \quad (3)$$

Де S_{oc} – осьова подача фрези, мм/об.

Зв'язок між системами координат (рис.2.) запишемо в структурно – матричному вигляді:

$$R_2 = m_{20} m_{01} R_1; \quad R_0 = m_{01} R_1;$$

$$R_1 = \begin{pmatrix} X_1 \\ Y_1 \\ Z_1 \\ 1 \end{pmatrix}; \quad R_0 = \begin{pmatrix} X_0 \\ Y_0 \\ Z_0 \\ 1 \end{pmatrix}; \quad R_2 = \begin{pmatrix} X_2 \\ Y_2 \\ Z_2 \\ 1 \end{pmatrix}; \quad m_{01} = \begin{pmatrix} \cos \varphi_{01} & -\sin \varphi_{01} & 0 & 0 \\ \sin \varphi_{01} & \cos \varphi_{01} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad (4)$$

$$m_{20} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & \psi \\ 0 & \cos \varphi_{02} & -\sin \varphi_{02} & 0 \\ 0 & \sin \varphi_{02} & \cos \varphi_{02} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos \beta_{ycm} & 0 & \sin \beta_{ycm} & 0 \\ 1 & 1 & 1 & A \\ -\sin \beta_{ycm} & 0 & \cos \beta_{ycm} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Де, m_{01}, m_{30} – матриці переходу від системи S_1 до S_0 , та S_0 до S_2 відповідно;

R_1, R_0, R_2 – радіус вектор координат точок різальної кромки зубів фрези в системі S_1, S_0, S_2 .

Визначати товщину зрізу будемо на прикладі фрез з формою зуба згідно ГОСТ 9324-80 «Фрезы червячные чистовые» (рис.3).

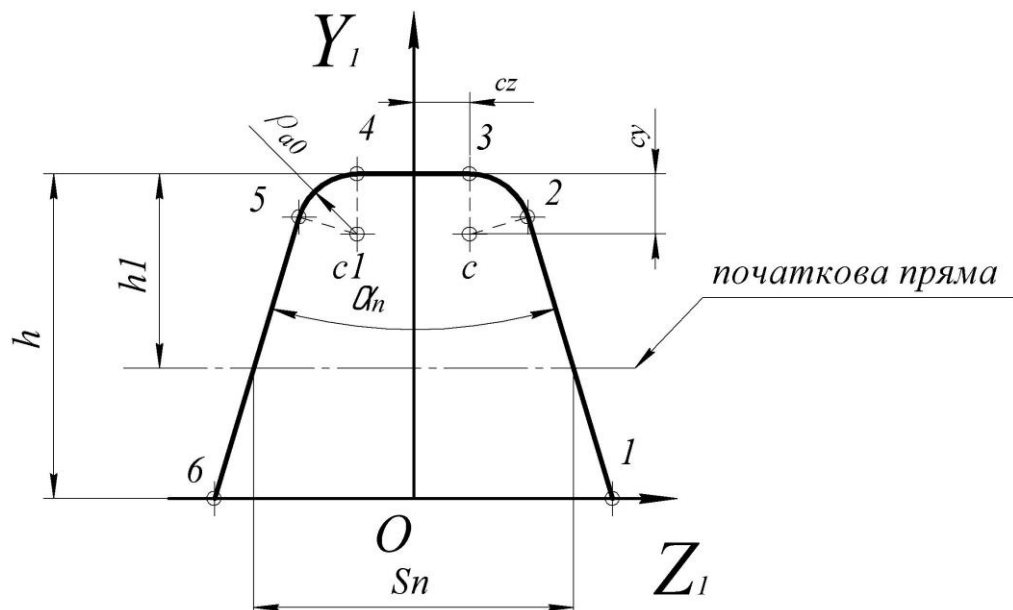


Рис. 3 – Профіль зуба черв'ячної фрези

Рівняння, що описує дискретну поверхню фрези, візьмо з роботи [12] запишемо його в розгорнутому вигляді:

$$\begin{aligned}
 R_{1_{12}} &= \begin{pmatrix} u \cos \alpha_n \cos t - (A_1 - u \sin \alpha_n) \sin \beta_1 \sin t \\ u \cos \alpha_n \sin t + (A_1 - u \sin \alpha_n) \sin \beta_1 \cos t \\ pt + (A_1 - u \sin \alpha_n) \cos \beta_1 \\ 1 \end{pmatrix}; R_{1_{34}} = \begin{pmatrix} r_{a0} \cos t - (u_1 - B_1) \sin \beta_1 \sin t \\ r_{a0} \sin t + (u_1 - B_1) \sin \beta_1 \cos t \\ pt + (u_1 - B_1) \cos \beta_1 \\ 1 \end{pmatrix} \\
 R_{1_{23}} &= \begin{pmatrix} (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \cos t - (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_1 \sin t \\ (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \sin t + (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_1 \cos t \\ pt + (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \cos \beta_1 \\ 1 \end{pmatrix}; \\
 R_{1_{45}} &= \begin{pmatrix} (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \cos t - (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_1 \sin t \\ (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \sin t + (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_1 \cos t \\ pt + (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \cos \beta_1 \\ 1 \end{pmatrix}; \\
 R_{1_{56}} &= \begin{pmatrix} u \cos \alpha_n \cos t - (-A_1 + u \sin \alpha_n) \sin \beta_1 \sin t \\ u \cos \alpha_n \sin t + (-A_1 + u \sin \alpha_n) \sin \beta_1 \cos t \\ pt + (-A_1 + u \sin \alpha_n) \cos \beta_1 \\ 1 \end{pmatrix}; \tag{5}
 \end{aligned}$$

де r_{a0} – радіус вершин зубів фрези;

ρ_{a0} – радіус заокруглень при вершині фрези;

β_1 – кут розташування твірного перерізу в якому знаходиться різальна кромка фрези, для архімедових фрез $\beta_1=0$ для конволютних фрез β_1 дорівнює куту підйому гвинтової лінії на ділильному циліндрі;

u, μ, u_1 – параметри, що відповідають за положення точки на різальній кромці відповідної ділянки межі їх зміни беремо[12];

t – параметр, що відповідає за положення зуба на гвинтовій лінії витків фрези і змінюється дискретно пропорційно до кількості зубів фрези на колі, кожному зубу фрези відповідає своє фіксоване значення цього параметру.

Положення зуба у часі будемо визначати його кутом повороту φ_{01} . Межі зміни цього кута відповідають кількості обертів, які повинна зробити фреза, щоб врізатись в заготовку, обробити її та вийти з неї. Момент входу та виходу фрези із заготовки відповідає тому положенню коли фреза та колесо дотикаються своїми циліндрами з зовнішніми радіусами виступів зубів рис.4.

Точка контакту належить лінії перетину поверхонь двох циліндрів – колеса та фрези. Тому в точці контакту T дотична до цієї лінії в проекції на площину X_2Z_2 буде паралельна осі Z_2 і координата цієї точки по осі X_2 при вибраній системі координат (рис.4) буде величиною врізання $L_{вріз}$ та величиною перебігу центра фрези $L_{перебіг}$. Рівняння циліндрів виступів зубів фрези та зовнішнього радіусу заготовки запишуться:

$$R_{фрези} = \begin{pmatrix} l_f \sin \beta_{уст} + r_{a0} \cos \beta_{уст} \cos t_f \\ A + r_{a0} \sin t_f \\ l_f \cos \beta_{уст} + r_{a0} \sin \beta_{уст} \cos t_f \end{pmatrix}; R_{колеса} = \begin{pmatrix} L_f \\ Ra \sin t l_f \\ Ra \cos t l_f \end{pmatrix}, \tag{6}$$

Де, $L_f, l_f, t_f, t l_f$ – незалежні параметри, що описують поверхню циліндра виступів заготовки та фрези.

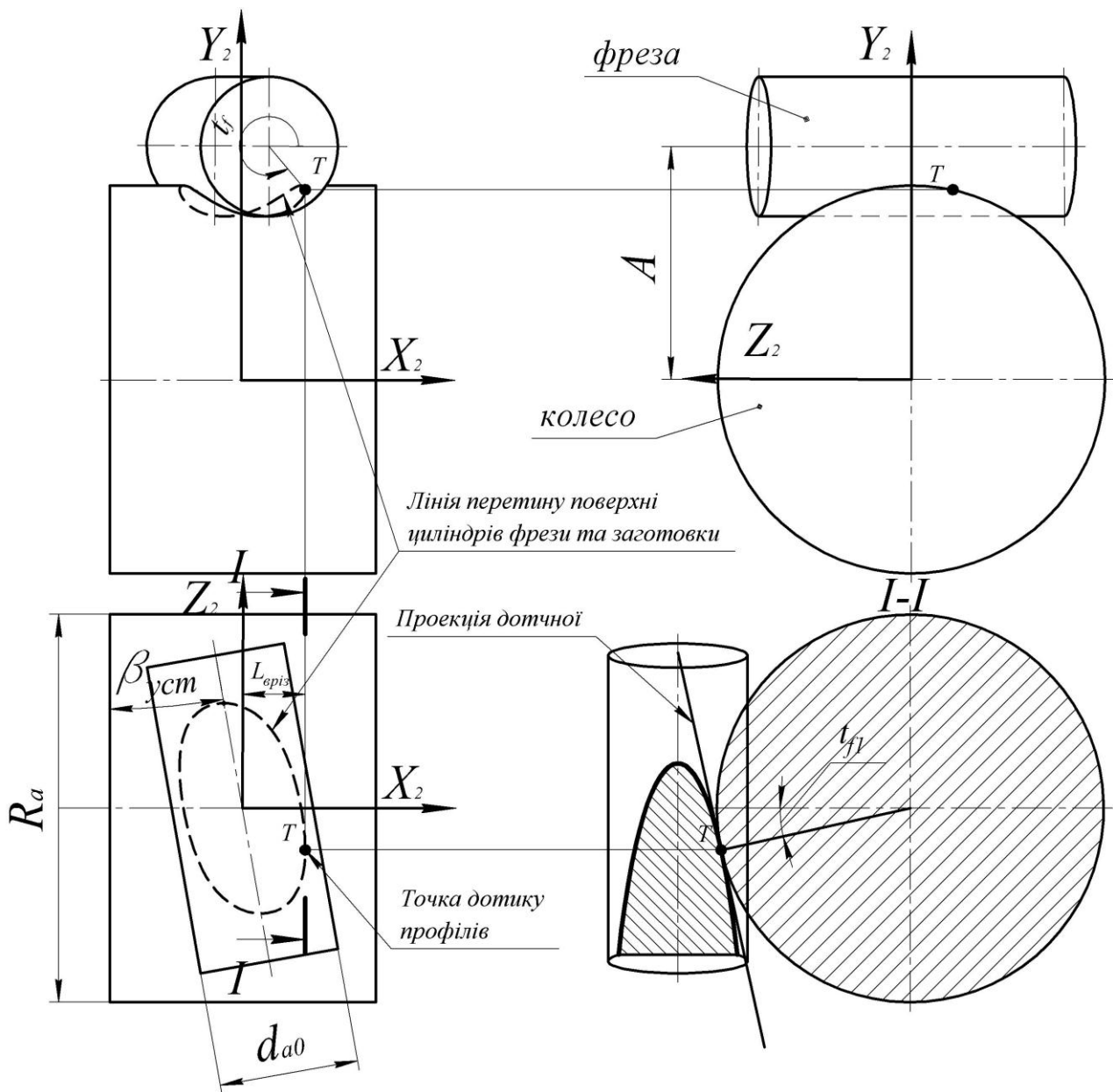


Рис. 4 – Схема розрахунку положення врізання фрези в заготовку

Лінія перетину циліндрів знайдеться при сумісному розгляді наступних рівнянь:

$$L_{\text{фконтакту}} = \cos \beta_{\text{уст}} \sqrt{-A^2 + r_{a0}^2 + 2A \cdot Ra \sin t_f - Ra^2 \sin^2 t_f + Ra \cos t_f \operatorname{tg} \beta_{\text{уст}} + \sin \beta_{\text{уст}} \operatorname{tg} \beta_{\text{уст}} \sqrt{-A^2 + r_{a0}^2 + 2A \cdot Ra \sin t_f - Ra^2 \sin^2 t_f}}; \quad (7)$$

$$\frac{\partial L_{\text{фконтакту}}}{\partial t_f} = 0$$

Кількість обертів в радіанах, що необхідно фрезі для обробки колеса:

$$\varphi_{\text{обр}} = \frac{2\pi(2L_{\text{епіз}} + B)}{S_{\text{ос}} \cdot i_{12}}, \quad (8)$$

де B – ширина зубчастого вінця заготовки, мм.

Максимальне значення кута повороту при вході і виході зубів фрези

$$\varphi_{01\alpha x} = \pi + \arcsin\left(\frac{A - R_a}{r_{a0}}\right); \quad \varphi_{01\beta ux} = 2\pi - \arcsin\left(\frac{A - R_a}{r_{a0}}\right), \quad (9)$$

Для визначення товщини зрізу необхідно записати вектор швидкості з врахуванням всіх рухів фрези відносно заготовки в роботі [12] дано визначення вектора швидкості при зубофрезеруванні прямозубих зубчастих коліс, для випадку з косозубими колесами вектор швидкості запишеться:

$$V_0 = \begin{pmatrix} -R_{0y}(1 + (1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_H \cdot \pi})i_{12} \sin \beta_{\text{уст}}) - A(1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_H \cdot \pi})i_{12} \sin \beta_{\text{уст}} \\ \mp S_{oc} \frac{i_{12} \cos \beta_{\text{уст}}}{2\pi}; \\ R_{0x}(1 + (1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_H \cdot \pi})i_{12} \sin \beta_{\text{уст}}) - R_{0z}(1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_H \cdot \pi})i_{12} \cos \beta_{\text{уст}}; \\ (R_{0y} + A)(1 + i_{12} \frac{\sin \beta_{\text{колеса}}}{m_H \cdot \pi})i_{12} \cos \beta_{\text{уст}} \mp S_{oc} \frac{i_{12} \sin \beta_{\text{уст}}}{2\pi}; \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (10)$$

Де, R_{0x} , R_{0y} , R_{0z} – відповідні координати точки, що розглядається в системі S_0 , знаки у \mp виразі (10) відповідають зустрічній та попутній подачі.

Нормаль до поверхні різання знайдеться, як векторний добуток вектора швидкості та дотичної до різальної кромки у відповідній точці:

$$\begin{aligned} \bar{N}_{0Pnk} &= \bar{V}_0 \times \bar{T}_0; \quad \bar{N}_{2Pnk} = m_{20} \bar{N}_{0Pnk} \\ \bar{T}_0 &= m_{01} \frac{\partial \bar{R}_1}{\partial u} - \text{для прямолінійних кромок}, \\ \bar{T}_0 &= m_{01} \frac{\partial \bar{R}_1}{\partial \mu} - \text{для округлих кромок} \end{aligned} \quad (11)$$

де N_{2Pnk} - вектор нормалі до поверхні різання в системі S_2 одиничної довжини, вектор нормалі повинен завжди бути направлений в тіло зуба.

Кількість зубів n , що працює визначається довжиною зони перетину циліндра вершин фрези із заготовкою, $t_j, j=1 \dots n$ масив параметрів, що відповідає за кожен окремий зуб.

Положення зуба задається його кутом повороту і для того, що він знаходився в тілі заготовки необхідно, щоб виконувалась наступна залежність:

$$\begin{aligned} t_j + \varphi_{01i} &\geq \varphi_{01\alpha x} + 2\pi \cdot k \\ t_j + \varphi_{01i} &\leq \varphi_{01\beta ux} + 2\pi \cdot k, \\ k &= 0 \dots N; \quad N - \text{цілі числа} \end{aligned} \quad (12)$$

де φ_{01i} – кутове положення зуба в момент часу, що розглядається; N – оберт фрези на якому розглядається положення зуба.

Поверхня різання окремого зуба з фіксованим параметром t_j визначається як поверхня утворена рухом зуба при якому відбувається зміна параметру кута повороту в межах (12) і визначається:

$$\begin{aligned} F_R(t_i, \varphi_{01i}, u_l) &= m_{20}(\varphi_{01i})m_{01}(\varphi_{01i})R_{1k}(t_i, u_l); - \text{для прямолінійних кромок} \\ F_R(t_i, \varphi_{01i}, \mu_l) &= m_{20}(\varphi_{01i})m_{01}(\varphi_{01i})R_{1k}(t_i, \mu_l); - \text{для округлих кромок} \end{aligned} \quad (13)$$

Поверхні, що обмежують тіло заготовки запишуться, зовнішній циліндр колеса з виразу (6), торці заготовки:

$$F_{Z_2} = L_{\text{epiz}} \bar{i} \quad (14)$$

$$F_{Z_3} = (L_{\text{epiz}} + B) \bar{i}$$

Рівняння прямої лінії яка є нормаллю до поверхні різання запишеться:

$$L_{N2} = \begin{pmatrix} R_{2x} + N_{2Pnkx} g \\ R_{2y} + N_{2Pnky} g \\ R_{2z} + N_{2Pnkz} g \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (15)$$

де R_{2x} , R_{2y} , R_{2z} – координати точки, що розглядається в системі $S2$; N_{2Pnkx} , N_{2Pnky} , N_{2Pnkz} – складові вектора нормалі до поверхні (11), g - незалежний параметр, що відповідає за довжину цієї лінії.

Товщина зрізу при такому підході буде найменше невід’ємне значення параметру g – при перетині лінії нормалі $LN2$ з поверхнями різання окремих зубів різання яких у часі відбулось раніше (13), якщо значення отримується від’ємне то зрізання матеріалу не відбувається.

Перетин поверхонь, що обмежують тіло заготовки (14) визначає реальні зміни параметрів u , μ – що описують положення точки на зубі, який розглядається.

В загальному визначення товщини зрізу будемо вести за наступним алгоритмом:

1. Вхідні параметри: фрези, колеса;
2. Визначення кількості працюючих зубів n та їх параметру t_j $j=1 \dots n$;
3. Визначення кількості обертів в радіанах, що необхідно фрези для обробки колеса $\varphi_{обр}$;
4. Вибір зуба, що розглядається з параметром t_K і його часового положення, що кутом задається кутом φ_{01i} .
5. Вибір точки на різальній кромці на зуба з відповідним параметром u_i , або μ_i ;
6. Розрахунок для цієї точки положення вектора нормалі N_{2Pnk} ;
7. Визначення значення довжини перетину лінії нормалі з поверхнями різання зубів, які формують западину перед зубом на цьому обороті заготовки колеса для яких t_j $j=1 \dots K-1$;
8. Визначення значення довжини перетину лінії нормалі g з поверхнями різання зубів, які формують западину перед зубом на минулих обертах заготовки колеса для яких $\varphi_{01j} = \varphi_{01i} - (2\pi N)/i_{12}$, як показують розрахунки при прийнятих в сучасному машинобудуванні значеннях подачі, впливають на товщину зрізу максимум тільки поверхні різання від 4 обертів колеса, які відбулися раніше, $N=1 \dots 4$.
9. Вибір мінімального значення параметру g – яке і буде товщиною зрізу a , якщо $g \leq 0$ то різання в цій точці в даний момент часу відсутнє.

Для прикладу наведено розрахунок параметрів зрізу (рис.5):

- фреза з параметрами $m=5$, $d_{a0} = 100\text{мм}$, $Z_f=10$, $\rho_{a0} = 1,5\text{мм}$, фреза конволютна;
- колесо з параметрами $Z_k=20$, k -нт зміщення $x=+0,4$, прямозубе $B=30\text{мм}$;
- подача зустрічна, $S=2\text{мм/об}$;
- кількість працюючих зубів 11, номери 1-5 – вхідні, 6 – центральний зуб, 7-11 – вихідні зуби, кут врізання зубів в заготовку $\varphi = 260^\circ$.

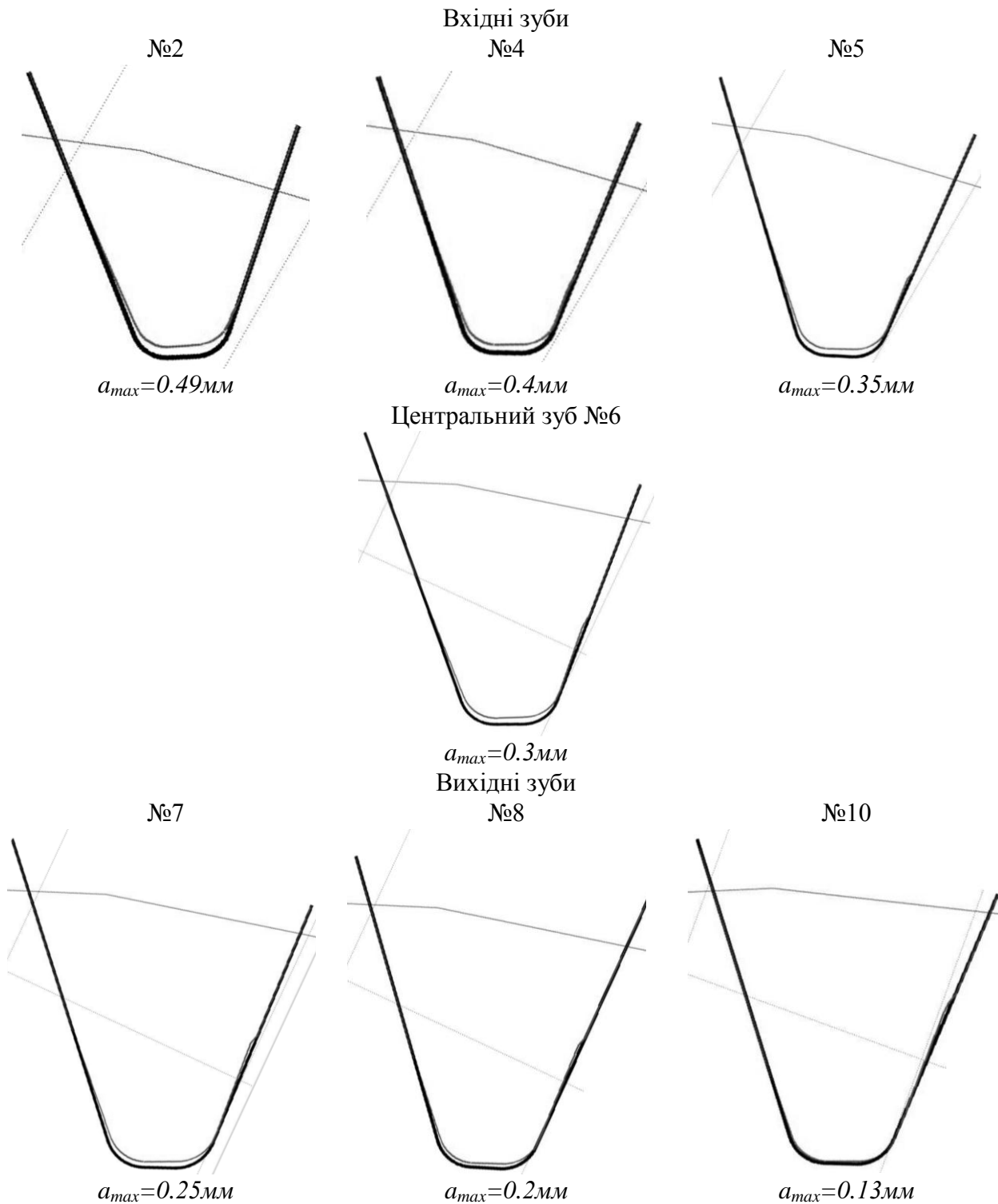


Рис. 5 – Форма миттєвого перерізу зубів черв'ячної фрези: $m=5$, $d_{a0}=100\text{мм}$, $Z_f=10$, $\rho_{a0}=1,5\text{мм}$, фреза конволютна; колесо з параметрами $Z_k=20$, k -нт зміщення $x=+0,4$, прямозубе $B=30\text{мм}$; подача зустрічна, $S=2\text{мм/об}$; кількість працюючих зубів 11, номери 1-5 – вхідні, 6 – центральний зуб, 7-11 – вихідні зуби, кут врізання зубів в заготовку $\varphi = 260^0$

За результатами розрахунків, показано, що форма зрізу має П- форму, і незначні величини товщини зрізу для запропонованих параметрів зубофрезерування. Максимальна товщина зрізу зменшується від вхідних зубів до вихідних, а довжина контакту зубів з заготовкою збільшується від вхідних зубів до вихідних.

Висновок

За запропонованою методикою можна визначити та дослідити параметри завантаження різальної кромки будь якого зуба фрези в довільний момент часу. На відміну від раніше запропонованих способів визначення завантаження різальної кромки розглянутий спосіб вирішує просторову задачу в кінематичній системі координат згідно ГОСТ 25762-83 (ДСТУ 25762-93) Обробка різанням. Особливістю визначення завантаження різальної частини є те, що вона не зводиться її до вирішення плоскої задачі як було запропоновано раніше.

Література: 1. Грицай І.Є. Основи підвищення ефективності процесу нарізання циліндричних зубчатих коліс черв'ячними фрезами. Дисс. на здобуття наукового ступеню д.т.н. Львів 2002, - 335с. 2. Коган Г.И. Повышение производительности зубофрезерных станков. - М.: Машгиз, 1949. - 243 с. 3. Сидоренко А.К. Прогрессивное зубофрезерование. - М.: Машгиз, 1951. - 116 с. 4. Коганов И.А., Федоров Ю.Н., Валиков Е.Н. Прогрессивные методы изготовления цилиндрических зубчатых колес. - М.: Машиностроение, 1981. - 136 с. 5. Медведицков С.Н. Высокопроизводительное зубонарезание фрезами. - М.: Машиностроение, 1981. - 104 с. 6. Полохин О.В., Тарапанов А.С., Харламов Г.А. Нарезание зубчатых профилей инструментами червячного типа: справочник/под. ред. Г.А. Харламова. - М.: Машиностроение, 2007, - 240с. 7. Равская Н.С., Dubner L., Скрынник П.В. Определение срезаемого слоя червячными фрезами.// Весник НТУУ «КПІ» Машиностроение, 2005 – С.65-69. 8. Ali M Abood. Dynamic analysis of the cutting forces in gear hobbing. This thesis is submitted in fulfilment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy NEWCASTLE UNIVERSITY LIBRARY 2002 – 172p. 9. Weigel U. - Ursache und vermeidung des typischen flankenrichtungsfehlers beim gleichlauf-walzfrasen, Von der Fakultat fur Maschinenwesen der Rheinisch-Westfalischen Technischen Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs genehmigte Dissertation, 1971. - 123p. 10. Коганов И.А., Феофилов Н.Д., Птицын В.В. Расчет площадей единичных срезов при нарезании зубьев цилиндрических колес одновитковыми резцовыми головками.// Исследования в области технологи механической обработки и сборки машин. Сб. научных трудов. ТПИ Тула, 1979. – С5-46. 11. Крайтман П.И., Юликов М.И., Введенская Н.П. Исследование процесса резания червячными фрезами. - М.: ВНИИ, 1949. - 56 с. 12. Формоутворення черв'ячних зуборізних фрез./ Богуслаєв В.О., Равська Н.С., Качан О.Я., Балущок К.Б., Мозговий В.Ф., Охріменко О.А. - Запоріжжя, вид. ВАТ «Мотор Січ», 2007р. – 179с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДДМА

ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ЗРІЗУ ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННІ ЧЕРВ'ЯЧНИМИ ФРЕЗАМИ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Равська Н.С., Охріменко О.А.

В роботі запропонована методика визначення завантаження різальної частини зубів черв'ячної фрези при нарізанні зубчастих коліс. На відміну від раніше запропонованих способів визначення завантаження різальної кромки, розглянутий спосіб вирішує просторову задачу в кінематичній системі координат згідно ГОСТ 25762-83 (ДСТУ 25762-93) Обробка різанням.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИИ ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Равская Н.С., Охрименко А.А.

В работе предложена методика определения загрузки режущей кромки зубьев червячной фрезы, при нарезании зубчатых колес. Отличие от ранее предложенных методик заключается в том, что задача решена в пространстве в кинематической системе координат согласно ГОСТ 25762-83 (ДСТУ 25762-93) Обработка резанием.

DETERMINATION OF THICKNESS OF WORM MILLING CUTTERS OF GEAR-WHEELS

Ravskaya N., Okhrimenko A.

The method of determination of load of cutting edge of points of a worm milling cutter is in-process offered, at cutting of gear-wheels. A difference from the before offered methods consists in that a task is decided in space in the kinematics system of co-ordinates concordantly (ISO 3002-1:1982) Treatment cutting.

Ключевые слова: зубофрезерование, зубчатое колесо, режущая кромка, червячная фреза, прогрессивная конструкция

Ключові слова: зубофрезерування, зубчасте колесо, ріжуча кромка, черв'ячна фреза, прогресивна конструкція

Keywords: Gear milling, gear, cutting edge, hob, progressive design

УДК 621.91.01

Пасічник В.А., Чистякова К.Є., Батюк А.А.
НТУУ “КПІ”, м. Київ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ЗМІНИ ФОРМИ ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ РІЗАЛЬНОГО КЛИНУ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ

Вступ

До 60...70% деталей в машинобудуванні обробляються різанням. У багатьох випадках працездатність даних деталей визначається якістю оброблення. У зв'язку з появою на ринку великої кількості сучасного обладнання та нового різального інструменту, актуальним є питання щодо ефективного їх використання. Рекомендації щодо режимів різання, які дають виробники інструментів [1], є усередненими, а аналітичні розрахунки [2] не можуть бути повною мірою застосовані. У зв'язку з цим, розробка ефективних технологічних процесів механічного оброблення вимагає проведення великого обсягу експериментальних досліджень. Скоротити їх кількість можна із застосуванням сучасних систем автоматизованого моделювання процесів оброблення, в основі яких лежить *метод кінцевих елементів* (МКЕ) [3].

В задачах оптимізації конструювання виробів і технологічних процесів застосування технологій віртуального моделювання дозволяє суттєво скоротити витрати на фізичне моделювання, пришвидшити отримання прийнятного проектного рішення. Реалізація віртуальної обробки різанням здійснюється за допомогою числових методів, що обумовлено неможливістю аналітичного розв'язання системи диференціальних рівнянь теорії пружності, пластичності, руйнування, теплообміну та тертя, які в сукупності утворюють модель процесу різання [3]. В силу складного характеру явищ, що відбуваються при обробленні деталей різанням, загальна теорія цього процесу різними авторами подається з відмінностями. Тому виникає питання, наскільки адекватними є відповідні моделі, наскільки повно вони враховують специфіку інструменту, в тому числі і його геометричні параметри, наскільки узгоджуються із аналітичними розрахунками режимів різання.

Однією з систем, що має суттєве застосування в задачах моделювання процесів механічного оброблення, є пакет *DEFORM*, розроблений компанією *Scientific Forming Technologies Corporation* (США) [4].

DEFORM – спеціалізований інженерний програмний комплекс, призначений для аналізу процесів обробки металів тиском, термічної і механічної обробки, який складається з таких модулів:

- *DEFORM-3D* і *DEFORM-2D* – модулі моделювання, відповідно, тривимірних та двовимірних процесів обробки металів тиском;
- *DEFORM HT3* і *DEFORM HT2* – модулі моделювання відповідно тривимірних і двовимірних (вісесиметричних і плоских задач) процесів термічної обробки;
- *DEFORM-TOOLS* – модуль створення анімацій та презентацій;
- *Microstructure-3D* і *Microstructure-2D* – моделювання тривимірних процесів термічної обробки дозволяють, моделювати мікроструктуру перетворення у заготовці при її деформації;
- *Machining-3D* і *Machining-2D* – додатки до *DEFORM-3D* і *DEFORM-2D*, відповідно, для моделювання процесів механічного оброблення.

Для процесів оброблення різанням є можливість моделювання за шаблоном, таких процесів, як: точіння, свердління, фрезерування. Моделювання інших процесів можливе, але вимагає додаткових дій щодо створення моделей заготовки інструменту та визначення граничних умов. З метою скорочення часу на моделювання використовуються певні спрощення, зокрема розглядається тільки фрагмент (сектор) заготовки та різального інструменту.

Основна частина

Для поширених у машинобудуванні деталей типу "Вал" та „Вал-шестерня”, великою є частка часу, що витрачається на чорнове оброблення та нарізання зубців. Тому актуальним є питання підвищення ефективності процес чорнового оброблення деталей типу "Вал" з використанням багатограних непереточуваних твердосплавних пластин та чорнового оброблення уз частих коліс. Для моделювання і аналітичного розрахунку токарного оброблення обрані твердосплавні пластини з механічним кріпленням, які за своєю формою наближаються до трикутника, від виробників Seco [1], Sandvik [6], Промінструмент. Для моделювання і розрахунку нарізання зубчастих коліс обрані застосуємо два зуба черв'ячної фрези, один з яких стандартний, взятий по ГОСТ 9324-80, інший має стружкороздільні елементи, які виконані у вигляді канавок при вершині [7].

Моделювання і розрахунки чорнового токарного оброблення проводились для умов наведених на рис. 1.

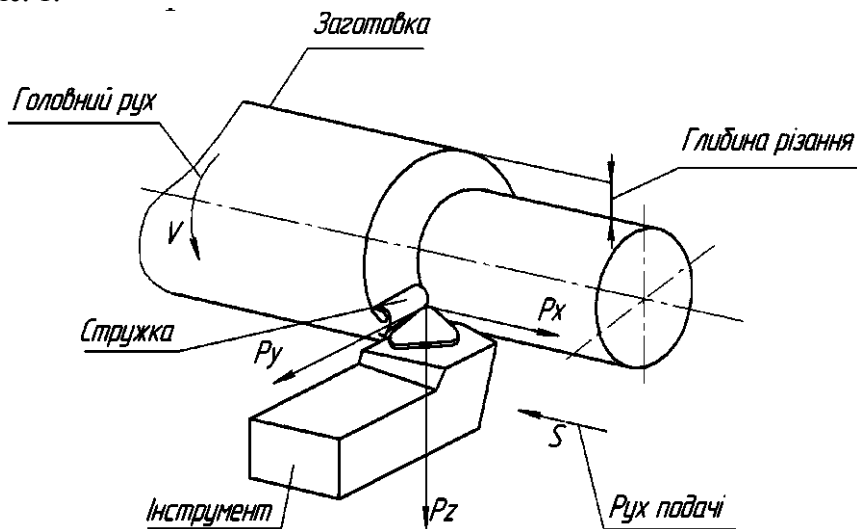


Рис. 1 – Схема процесу точіння та основні геометричні характеристики

Фізико механічні властивості заготовки та різального інструменту наведені в табл. 1 і 2, відповідно [5]. Для моделювання різної геометрії пластин використовувалось програмне забезпечення *Компас-3D V9*, в якому створювалась 3-D модель, з наступним експортом в DEFORM-3D через файл формату *stl*.

Таблиця 1

Фізико-механічні властивості матеріалу заготовки

Марка сталі	T, °C	Тепло провідність, Вт/(м·К)	Тепло ємність Дж/(кг·К)	Густина Кг/м ³	Коефіцієнт Пуассона	Модуль Юнга, МПа	Температурна деформація
40ХН2МА	20-	51,9 (20°C)	486 (20°C)	8030	0,3	210000	1.19·10 ⁻⁵
	800	33 (700° C)	874,4(700°C)				1.49·10 ⁻⁵

Таблиця 2

Фізико-механічні властивості матеріалу інструменту

Марка сплаву	T, °C	Теплопровідність, Вт/(м·К)	Тепло ємність Дж/(кг·К)	Густина Кг/м ³	Коефіцієнт Пуассона	Модуль Юнга, МПа	Твердість HRA
T15K6	20-800	84	180,7	11500	0,22	522000	90

Першим досліджувалось питання, наскільки співпадають результати моделювання використанням МКЕ [4] з аналітичними розрахунками [2]. Для початкових умов: $V = 100 \text{ м/хв.}$, $S = 0,5 \text{ мм/об.}$, $t = 3 \text{ мм}$ та змінного радіусу заокруглення $r_e = (0,0; 0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0 \text{ мм})$ були розраховані складові сил різання P_z, P_y, P_x .

Геометрія пластини наведена на рис. 2. Результати моделювання та їх порівняння наведені в табл. 3 та на рис. 3.

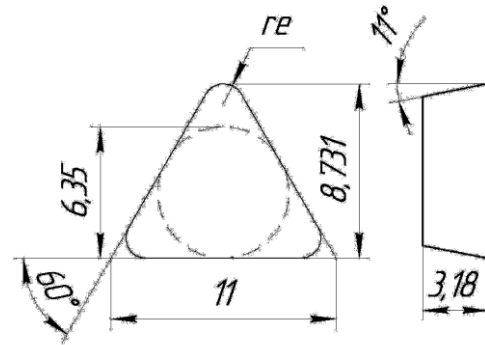


Рис 2 – Геометрія пластини

Таблиця 3

Результати моделювання в Deform-3D, аналітичним методом та їх порівняння

r_e , мм	Результати моделювання в Deform-3D				Результати розрахунку за довідником				Різниця в розрахунках			
	P_z , Н	P_y , Н	P_x , Н	P , Н	P_z , Н	P_y , Н	P_x , Н	P , Н	P_z , Н	P_y , Н	P_x , Н	P , Н
0,0	6720	2260	1380	7222	3302	823	2604	4285	3418	1437	-1224	2937
0,5	4690	1820	1260	4809	3547	1132	2604	4543	1143	688	-1344	642
1,0	11100	4630	1850	12168	3791	1407	2604	4809	7309	3223	-754	7358
1,5	7940	3190	1670	8718	3914	1578	2604	4958	4026	1612	-934	3759
2,0	8350	3210	1560	9080	4077	1715	2604	5132	4273	1495	-1044	3948
2,5	7760	3180	1300	8486	4158	1835	2604	5238	3602	1345	-1304	3248
3,0	8000	3260	1370	8746	4240	1955	2604	5346	3760	1305	-1234	3400

Результати порівняння свідчать про суттєві розбіжності між двома підходами. Найбільше розходження спостерігається при радіусі $r_e = 1,0 \text{ мм}$ (60,4%), найменше при $r_e = 0,0 \text{ мм}$ (40,6%). Виявлено також, що *DEFORM* видає результати, які за своєю тенденцією суттєво відрізняються від традиційної методики розрахунку, а саме – при значенні радіусу округлення вершини різця близько $r_e = 1 \text{ мм}$ (для фіксованих умов оброблення) спостерігається сплеск усіх складових сил різання (найяскравіше він виражений для складової P_z), а також змінюється співвідношення між складовими.

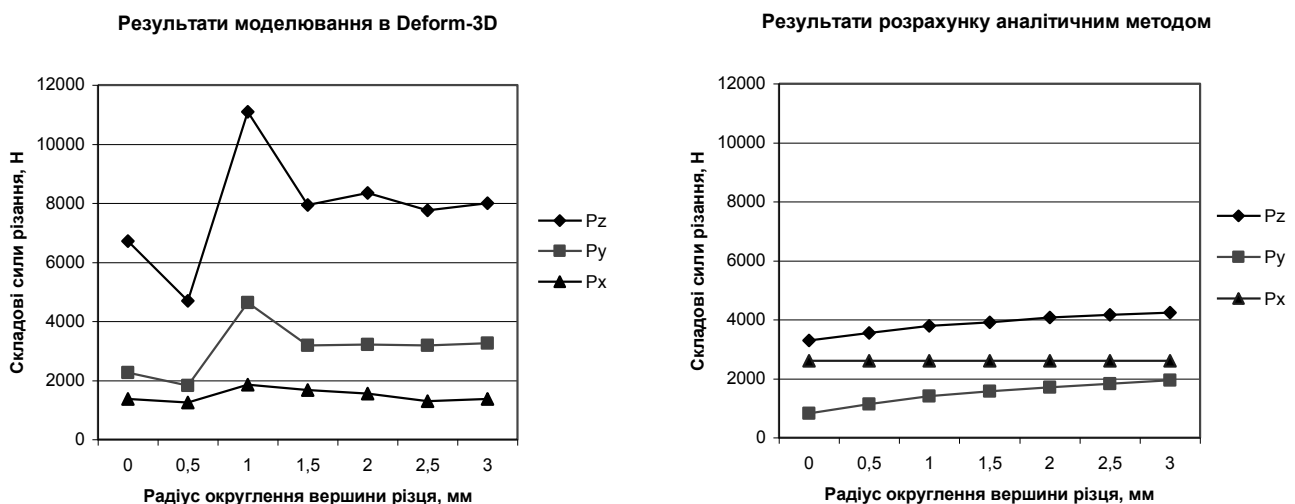


Рис. 3 – Результати порівняння розрахунків сили різання

Важко пояснюваним є факт наявності збурення по силам в області $r_e = 0,5 \div 1$ мм. Додаткові дослідження зміни впливу радіуса закруглення різальної кромки на довжину лінії різання та на площу зрізуваної стружки (рис. 4), отримані з використанням *Компас-2D V9*, показали (табл. 4, рис. 5), відсутність видимих причин, які б призводили до змін в цій зоні.

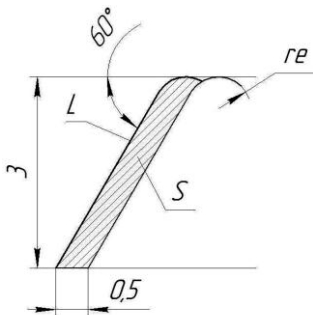


Рис. 4 – Розрахункова схема

Таблиця 4.
Результати розрахунку площі та довжини

r_e , мм	L , мм	S , мм ²
0,0	3,964	1,391
0,5	3,961	1,489
1,0	4,188	1,494
1,5	4,420	1,496
2,	4,655	1,497
2,5	4,894	1,497
3,0	3,391	0,784

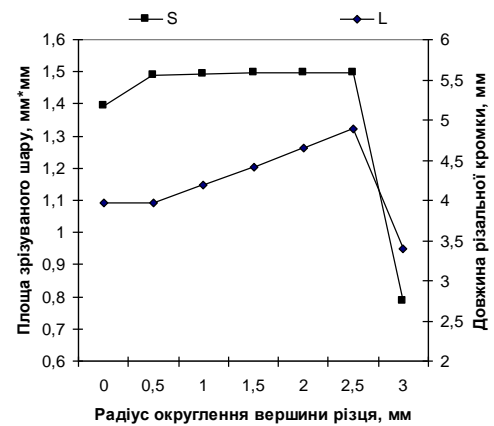


Рис. 5 – Графік залежності довжини та площі

Важливою задачею є дослідження впливу форми передньої поверхні на сили різання. Аналітичні методи [2] зовсім не враховують форму передньої поверхні, тому немає можливості порівняти числові і аналітичні методи між собою, а можна лише порівняти результати МКЕ аналізу.

Для цієї задачі були вибрані 3 пластини (рис. 6), які при всіх рівних інших параметрах відрізняються тільки формою передньої поверхні. Пластини мають такий вигляд: а) пластина *Seco* з плоскою передньою поверхнею, б) пластина *Seco* з канавкою на периферії, в) пластина *Sandvik Coromant* зі скосом. З метою зменшення розмірності сітки кінцевих елементів для моделювання було вирізано 1/3 пластини.

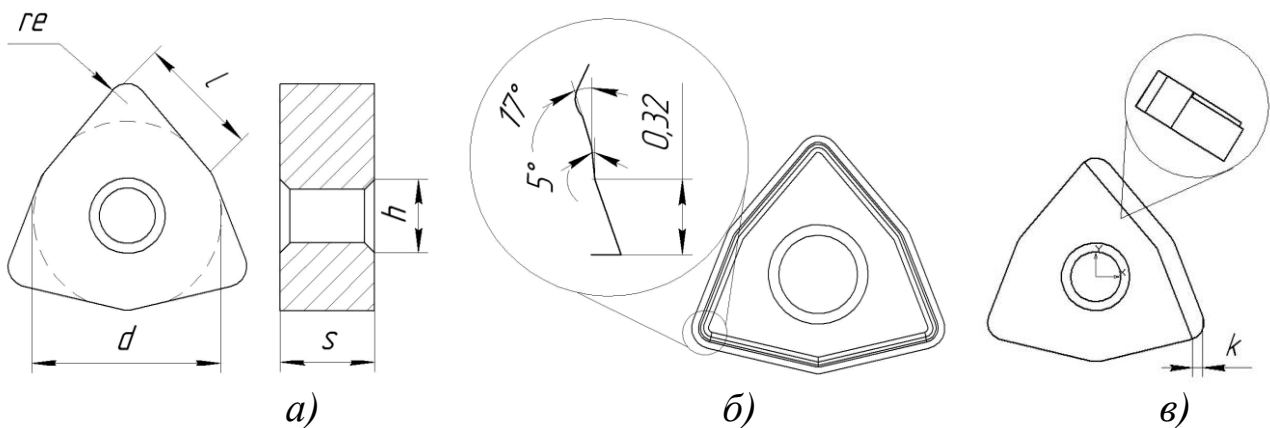


Рис. 6 – Геометрія досліджуваних пластин

Фрагменти моделювання в середовищі *DEFORM* подані на рис. 7, зведені результати розрахунку сил різання для пластин від виробників *Seco*, *Sandvik Coromant* наведені в табл. 5, а діаграма порівняння – на рис. 8.

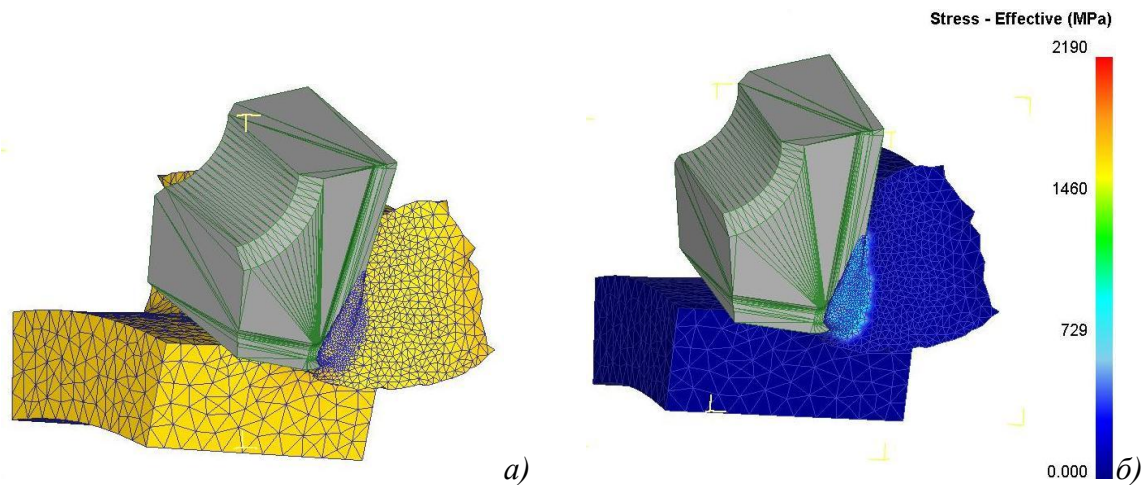


Рис. 7 – Фрагменти моделювання в середовищі *DEFORM*:
 а – сіткова модель після завершення моделювання;
 б – результати моделювання напружень в матеріалі заготовки

Таблиця 5

Результати моделювання в *DEFORM*

Геометрія пластин	Pz, Н	Py, Н	Px, Н	P, Н
а	8620	3600	2480	9665
б	6160	2540	1520	6834
в	2630	1260	711	3001

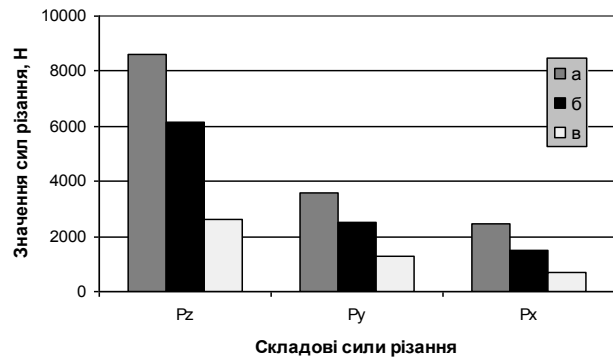


Рис. 8 – Діаграма складових сил різання

Для моделювання процесу стружкоутворення, при чорновому зубофрезеруванні встановлені наступні умови та дані введення:

- деформація моделі по прямолінійній траєкторії;
- процес фрезерування моделюється тільки для сектору заготовки зубчастого вінця колеса;
- в моделюванні процесу зубофрезерування враховуються лише заготовка та різальний інструмент;

Відповідно до зазначених умов рис. 9,а. наведена схема заготовки, а на рис. 9,б – схема різального інструменту та його конструктивних елементів.



Рис. 9 – 3D моделі заготовки та елементи різального інструменту, підготовлені для використання в системі *DEFORM*

Фізико механічні властивості заготовки наведені в табл. 1, а фізико-механічні властивості матеріалу інструменту – в табл. 6.

Таблиця 6

Фізико-механічні властивості матеріалу інструменту

Марка сталі	T, °C	Теплопровідність, Вт/(м·К)	Теплоємність Дж/(кг·К)	Густина Кг/м ³	Коефіцієнт Пуассона	Модуль Юнга, МПа	Твердість HRC
P6M5	20-800	47	462	8300	0,3	240000	63

Досліджувалось питання, наскільки впливає наявність стружкороздільного елемента на величини сил різання P_z , P_y , P_x . Для одних і тих самих початкових умов – $V = 30 \text{ м/хв.}$, $S = 2 \text{ мм/об.}$, $t = 1 \text{ мм}$, були прораховані силові складові сил різання P_z , P_y , P_x для обох зубів. Результати розрахунків у DEFORM розподілення нормальних напружень, температурних полів у зоні різання інструменту, та графіки зміни зусиль, що виникають в процесі різання наведені на рис. 10. З графіків одразу видно, що при використанні фрези зі стружкороздільними канавками величини сил різання є меншими в середньому на 20%, ніж при обробці стандартною фрезою. Для більш точного порівняння звернемо увагу саме на головну силу різання P_z . Оскільки черв'ячна працює методом обкатки, а саме в процесі різання приймають участь тільки дві різальні кромки, тому порівняння є коректними для другого проходу.

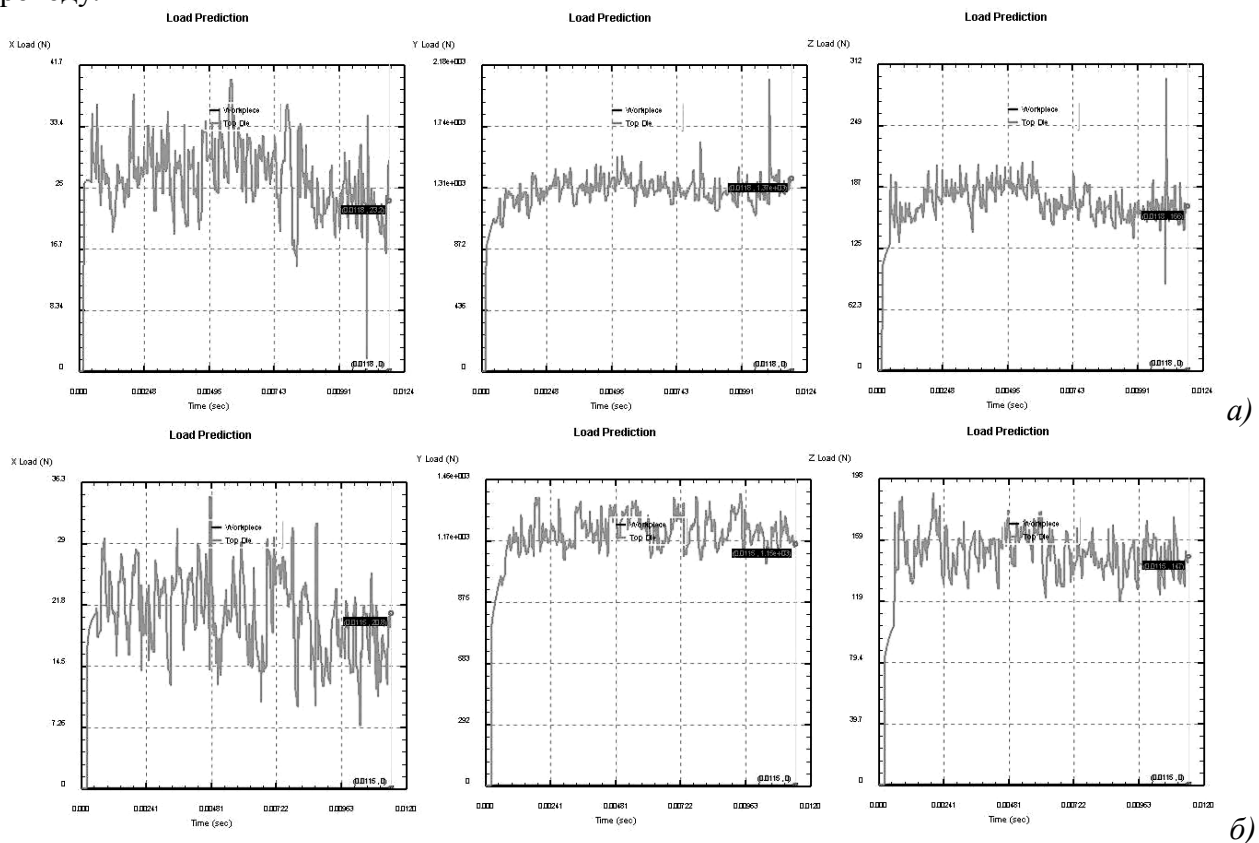


Рис. 10 – Порівняння результатів розрахунків сил різання:
 а – для зуба черв'ячної фрези за ГОСТ 9324-80;
 б – для зуба з стружкороздільними елементами

Для стружкороздільного елемента (рис. 9, в) висоту стружкороздільного елемента задамо параметром $l=0.5 \text{ мм}$ і проведемо аналіз впливу глибини різання t на головну складову сили різання P_z . Результати моделювання та їх порівняння проведені для трьох величин глибини різання t , для стандартного зуба, та зі стружкороздільним елементом, відповідно,

наведені на рис. 11.

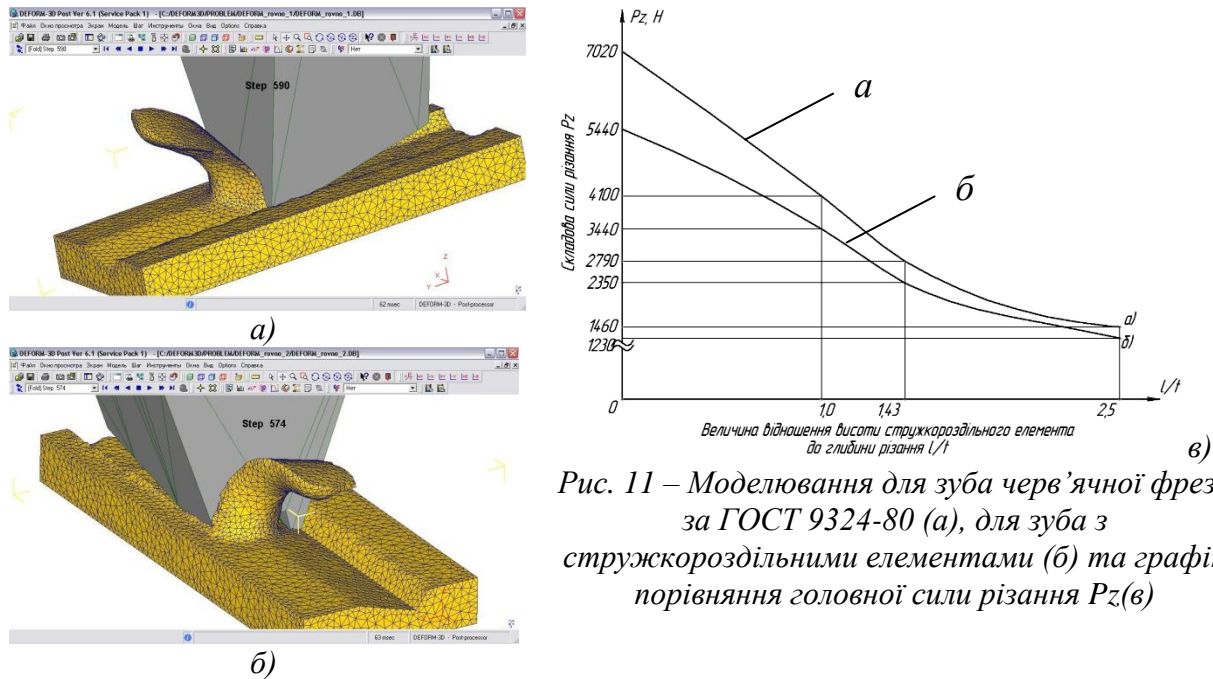


Рис. 11 – Моделювання для зуба черв'ячної фрези за ГОСТ 9324-80 (а), для зуба з стружкороздільними елементами (б) та графік порівняння головної сили різання P_z (в)

Висновки

На даний момент спостерігаються суттєві (до 40-60%) розбіжності між результатами, які видають традиційні методики розрахунку сил різання та новітні системи комп'ютерного моделювання, в основі яких лежить МКЕ. Тому будь-яке застосування систем комп'ютерного моделювання вимагає ретельної постановки задачі та прискіпливого аналізу отриманих результатів. Особливо це актуально в тих випадках, коли немає можливості порівняти їх із результатами натурного експерименту або ж з результатами альтернативних розрахунків. В той же час застосування таких систем дає можливість отримати непоганий якісний результат, як основу для подальшого фізичного експерименту. Дослідження впливу форми передньої поверхні твердосплавної різальної пластини на силу різання при токарній обробці показали можливість урахування дрібних конструктивних елементів. Порівняльні дослідження у середовищі *DEFORM* процесів зовнішнього чорнового фрезерування стандартизованою черв'ячною фрезою та фрезою, зубці якої мають стружкороздільні елементи показало, що призначати глибину різання для нового інструменту необхідно виходячи з умови $t \leq l / 1.2$, в іншому випадку функція стружкороздільного елемента буде нівельована. Комп'ютерний експеримент показав, що для нової конструкції складова сили різання P_z в середньому на 20-25% нижча ніж для інструменту стандартної конструкції.

Література: 1. Каталог Seco. Точение. – Seco Tools AB, PA Group Karlstad, 2009. – 626 с. 2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под. ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мецеракова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. 496 с., ил. 3. Криворучко Д.В. Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінченних елементів: навчальний посібник/ Д.В. Криворучко, В.О. Залого, В.Г. Корбач. – Суми: Вид-во СумДУ, 2009. – 208 с. 4. Deform-3D. Template manual. 5. Справочник техника-конструктора. Изд. 3-е, перераб. и доп. / Самохвалов Я.А., Левицкий М.Я., Григораш В.Д. Киев, «Техніка», 1978. 592 с. 6. Каталог Sandvik Coromant. Токарная обработка. 2009. – 575 с. 7. Пат. 12828 Україна В23F 21/16. Черв'ячна фреза: Лупкін Б.В., Мамлюк О.В., Равська Н.С., Охріменко О.А., Дирда О.В.; Заявл. 22.09.05; Публ. 15.03.06, Бюл. № 3, 2006 р.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ЗМІНИ ФОРМИ ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ РІЗАЛЬНОГО КЛИНУ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ

Пасічник В.А., Чистякова К.Є., Батюк А.А.

Стаття містить дослідження впливу форми передньої поверхні пластини для різця на її експлуатаційні властивості. За допомогою традиційного методу та середовища DEFORM було прораховано силові характеристики P_z , P_y , P_x стандартної пластини, і побудовано графіки залежності між ними. Також досліджено впливу зміни радіуса закруглення різальної кромки на довжину лінії різання та площу зрізуваної стружки. Наведені результати порівняльних досліджень у середовищі DEFORM процесів зовнішнього чорнового фрезерування стандартизованою черв'ячною фрезою та фрезою, зубці якої мають стружкороздільні елементи. Шляхом комп'ютерного експерименту встановлено, що для нової конструкції складова сили різання P_z в середньому на 20-25% нижча ніж для інструменту стандартної конструкції.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ ФОРМЫ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО КЛИНА НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА

Пасечник В.А., Чистякова Е.Е., Батюк А.А.

Статья содержит исследования влияния формы передней поверхности пластины реза на ее эксплуатационные свойства. С помощью традиционного метода и программного обеспечения DEFORM было просчитано силовые характеристики P_z , P_y , P_x стандартной пластины, и построены графики зависимости между ними. Также исследовано влияния изменения радиуса закругления режущей кромки на длину линии резания и площадь срезаемой стружки. Приведены результаты сравнительных исследований в среде DEFORM процессов внешнего чернового фрезерования стандартизированной червячной фрезой и фрезой, зубцы которой имеют стружкоразделительные элементы. Путем компьютерного эксперимента установлено, что для новой конструкции составляющая силы резания P_z в среднем на 20-25% ниже, чем для инструмента стандартной конструкции.

RESEARCH OF EFFECT OF REPLACEABLE INSERT SURFACE FORM CHANGING ON CUTTING PROPERTIES

Pasichnyk V.A., Chustyakova E.E, Batyuk A.A.

The article contains a study of the influence of shape of the front surface of the plate for the cutter on its performance characteristics. With the traditional method and medium DEFORM was counted force characteristics P_z , P_y , P_x standard plates, and plot the relationship between them. Also, studies the influence of changes in the radius of curvature of the cutting edge on the length of the cutting line and the square cut chips. The results of comparative studies using software DEFORM processes of gear cutting with standard hob and cutter teeth which groove-type chip breaker. Computer simulation found that for new hob design cutting force P_z on average 20-25% lower than for the standard tool.

Ключевые слова: Фреза, стружка, деформация, метод конечных элементов, паз.

Ключові слова: Фреза, стружка, деформація, метод кінцевих елементів, паз.

Key words: Milling cutter, shaving, deformation, method of eventual elements, slot.

УДК 621.73.06-52

Майборода В.С., Анисимова А.В.
НТУУ «КПІ», г.Київ, Україна

МАГНИТНО-АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА БЫСТРОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА РАЗЛИЧНЫМИ ПОРОШКОВЫМИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ

Введение

Качество режущего инструмента, изготовленного из быстрорежущих сталей, во многом определяется физико-механическими характеристиками поверхностного слоя, шероховатостью и микрогеометрией рабочих поверхностей. Традиционно применяемые на производстве современные методы финишной обработки сориентированы именно на обеспечение соответствующих, указанных свойств. Одной из перспективных технологий финишной доводки режущего инструмента, позволяющей комплексно решать проблемы полирующе-упрочняющей обработки, является технология магнитно-абразивной обработки (МАО) в условиях больших рабочих зазоров при их кольцевом расположении [1] – МАО в “кольцевой ванне”. Применение указанного метода на финишных операциях обработки инструмента позволяет обеспечить устойчивое повышение эксплуатационной стойкости инструмента не менее, чем в 1, 8-2 раза за счет равномерного снижения шероховатости, удаления микроконцентраторов напряжений с рабочих поверхностей и режущих кромок, формирование наиболее благоприятного для эксплуатации микропрофиля поверхности [1], управляемого и контролируемого округления радиусов режущих кромок [2,3], повышение поверхностной твердости и адаптация поверхности под нанесение покрытий различными методами [1,4], снижение коррозионной и адгезионной активности поверхностей [5], снижение сил трения при работе. Однако относительно большой объем исследований в этом направлении был ограничен гаммой применяемых порошковых магнитно-абразивных материалов (МАМ). В связи с этим выбрать оптимальные составы и типы порошковых МАМ для обработки быстрорежущих сталей, обеспечивая при этом различное воздействие на обрабатываемую поверхность инструмента затруднительно. При этом во внимание не принимались исследования, направленные на формирование магнитно-абразивного инструмента со специальными свойствами, сформированного из смесей порошковых МАМ с различными реологическими характеристиками [6,7]. Недостаточно информации по применению смесей МАМ для МАО деталей сложной формы, к которым относится и концевой режущий инструмент. Известны лишь отдельные исследования по МАО смесями порошковых МАМ режущего инструмента [8], лопаток ГТД [1,9].

Основное содержание работы

Целью данной работы было исследование влияние МАО режущего инструмента в рабочих зонах большой ширины на установке типа кольцевая ванна магнитно-абразивным инструментом (МАИ), сформированным из порошковых МАМ различных составов, типов и размеров на качество обработки.

Экспериментальные исследования были выполнены на примере сверл Ø 6,8 мм, изготовленных из быстрорежущей стали. До МАО шероховатость рабочих поверхностей сверл соответствовала Ra (0,4-0,47) мкм, радиус округления режущих кромок R=(8-9) мкм, поверхностная твердость HV200=(9,1-9,3) ГПа. В качестве порошковых МАМ для формирования МАИ использовали порошки с размером частиц 315/200 мкм, и 200/100 мкм, полученные методом распыления из расплавов [1,5,10] – равноосные порошки ПР Р6М5 и Полимам-М с округлой формой частиц, Полимам-Т с осколочной формой частиц, Царамам с неравноосными частицами. Дополнительно исследовали две смеси порошков, содержащие Полимам-М и 5% более мелкого Полимам-Т и смесь Полимам-Т и 10 % более мелкого ПР Р6М5, которые по рекомендациям [1,6,7,11] обеспечивают формирование МАИ с

комплексним полирующе-упрочняющим действием. Обработку выполняли на экспериментальной установке, описанной в [12], которая послужила прообразом для промышленного станка [13]. MAO выполняли при частоте вращения вокруг оси кольцевой ванны 300об./мин., частоте вращения вокруг собственной оси сверл 300 об./мин., угле наклона оси сверл по отношению к плоскости кольцевой ванны 35о в течении 180 с в режимах «стекания» и «натекания» на рабочие поверхности [1-3,8,14]. После MAO контролировали шероховатость рабочих поверхностей инструмента, изменения радиусов округления режущих кромок, поверхностной твердости и внешний вид кромок. Полученные результаты представлены на рис.1-3.

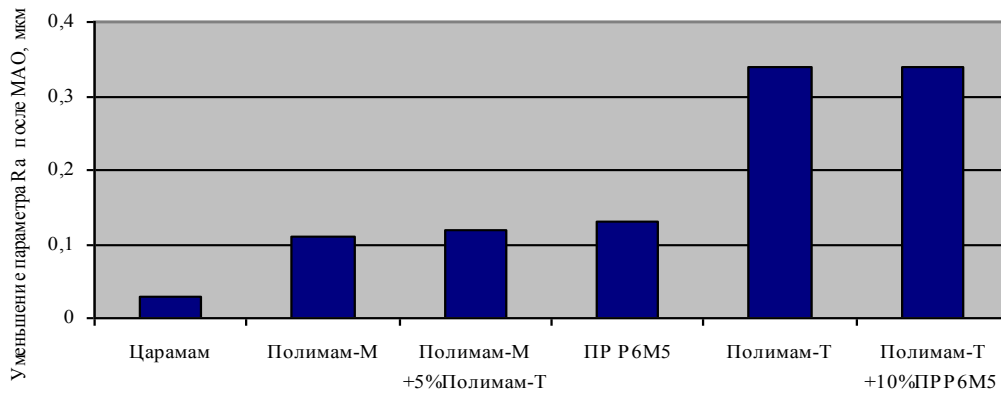


Рис. 1 - Изменение шероховатости рабочих поверхностей сверл после MAO различными магнитно-абразивными порошковыми материалами

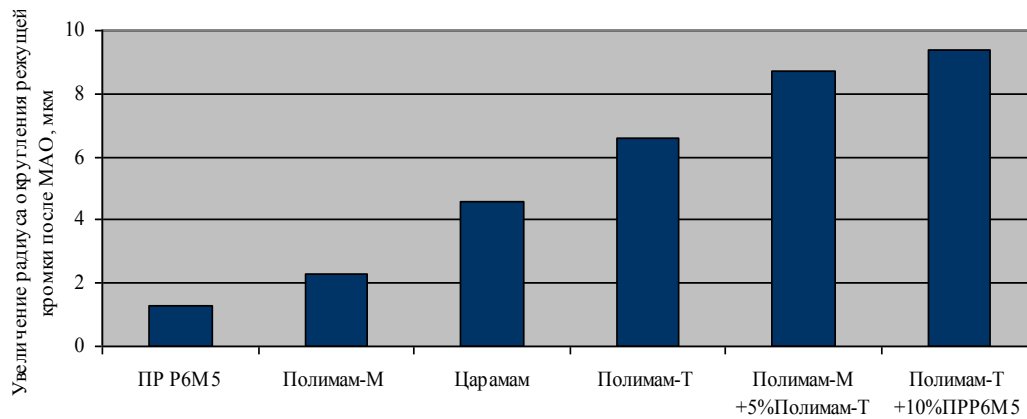


Рис. 2 - Изменение радиуса округления режущих кромок сверл после MAO различными магнитно-абразивными порошковыми материалами

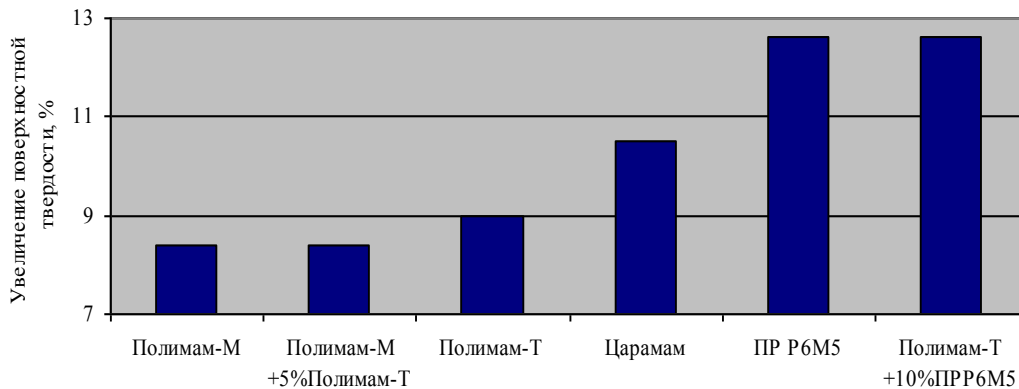


Рис. 3 - Увеличение поверхностной твердости сверл после MAO различными магнитно-абразивными порошковыми материалами

Анализ полученных результатов показал, что наилучшая полирующая и абразивная способность из исследуемых порошковых МАМ характерна для МАИ, сформированного на базе порошка Полимам-Т с осколочной формой частиц равноосной формы, в то время как наибольший наклеп поверхностного слоя сверл проявляется при обработке порошками с округлой формой частиц. При этом, по-видимому, существенное влияние оказывает условия фактического контакта частиц порошковых МАМ с обрабатываемыми поверхностями, форма реальных пятен контакта и частота контактов частиц МАИ с поверхностью [1].

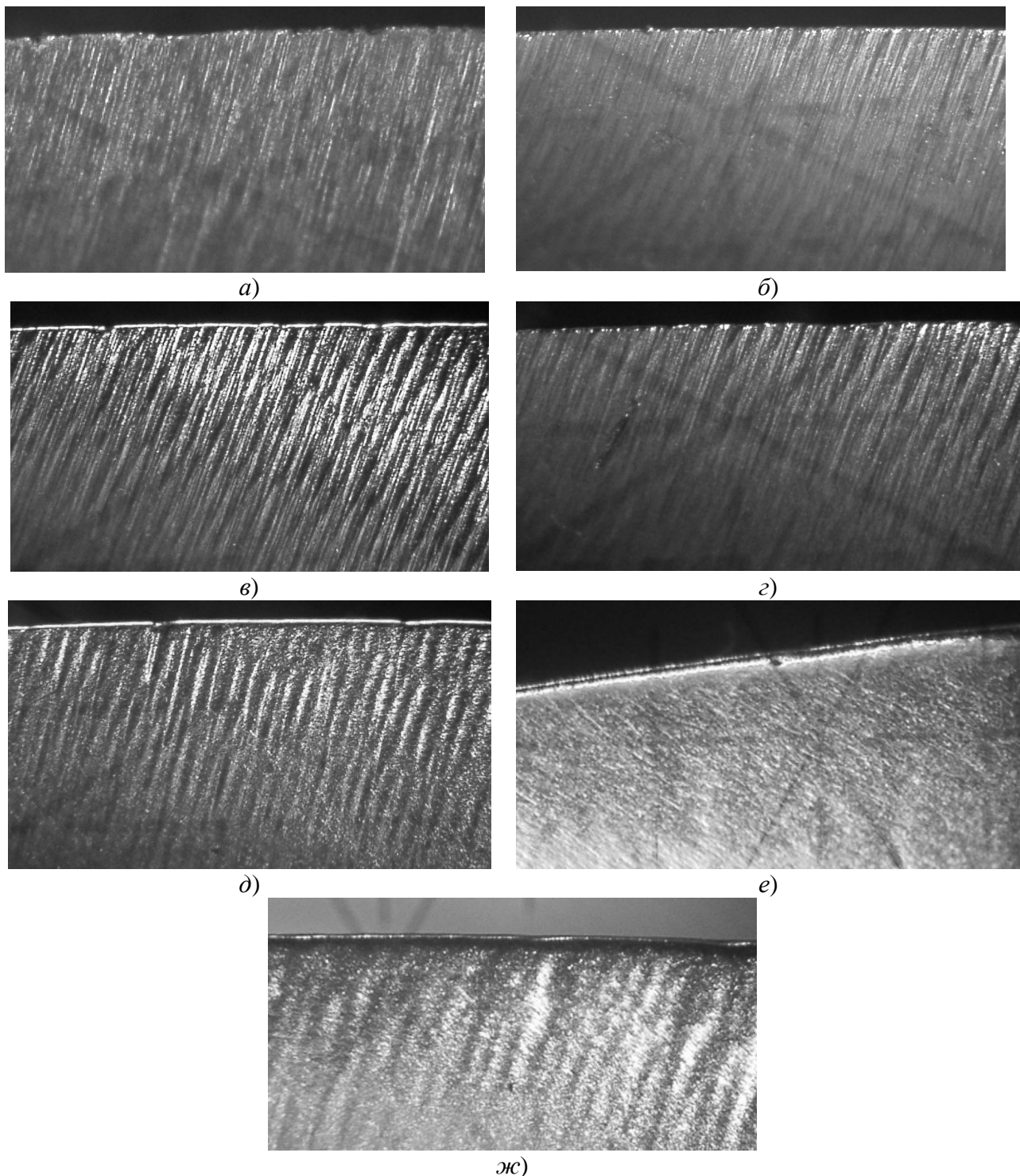


Рис. 4 - Внешний вид режущих кромок, сверл со стороны задней поверхности, сформированных после МАО различными порошками:
а) без МАО, обработка порошком б) Полимам-М, в) Царамам, г) ПР Р6М5, д) Полимам-М+5%Полимам-Т, е) Полимам-Т +10%ПР Р6М5, ж) -Полимам-Т.

Повышенная частота контактов с обрабатываемой поверхностью при условии контактирования МАИ, сформированного из частиц с округлой формой микровыступов на порошковых зернах МАМ, обеспечивают преимущественное пластическое деформирование микронеровностей и наклепывание поверхностного слоя в режиме фрикционного взаимодействия [15]. В то время, как острые микровыступы на поверхности частиц МАМ выполняют преимущественное микрорезание и микроскобление поверхности обрабатываемых изделий. Подтверждением подобного механизма является и внешний вид режущих кромок, сверл, сформированных после МАО (рис.4). Показано, что порошки округлой формы не обеспечивают соответствующего округления кромок и удаления с них микроконцентраторов, выполняя лишь выглаживающее действие. Наиболее активно процесс округления кромок и полное удаление микроконцентраторов получен при использовании МАМ на основе порошка Полимам-Т. Введение в состав МАИ сформированного на основе Полимам-Т 10% более мелкого ПР Р6М5 способствует более активной обработке за счет увеличения подвижности МАИ [1,6,7]. Аналогичные результаты получены и при использовании смеси Полимам-М+5% Полимам-Т. В последнем случае введение более мелкого осколочного порошка увеличивает абразивную способность МАИ и активизирует процесс округления кромок. Для экспресс оценки работоспособности обработанного инструмента была использована методика, предложенная в [16], основанная на изучении изменения скорости сверления при постоянном усилии вертикальной подачи. Несмотря на то, что процесс МАО сверл на установке типа кольцевая ванна не приводит к притуплению перемычки сверла [8] и практически не изменяет ее геометрии, предложенная методика была видоизменена. Процесс сверления бы заменен на процесс рассверливания отверстий равных по диаметру величине сердцевины сверл.

Исследовали изменение скорость рассверливания при постоянном усилии, равном 520 Н и частоте вращения 880 об/мин. Характер изменения скорости сверления сверлами после МАО различными порошковыми МАМ представлен на гистограмме (рис.5). Установлено, что наибольшие скорости сверления характерны для сверл обработанных смесями порошков и после МАО порошками Полимам-М и Царамам. Полученные данные по смесям хорошо коррелируют с результатами изменения работоспособности сверл, описанных в [1,8], данные по порошкам Полимам-М и Царамам требуют экспериментального подтверждения.

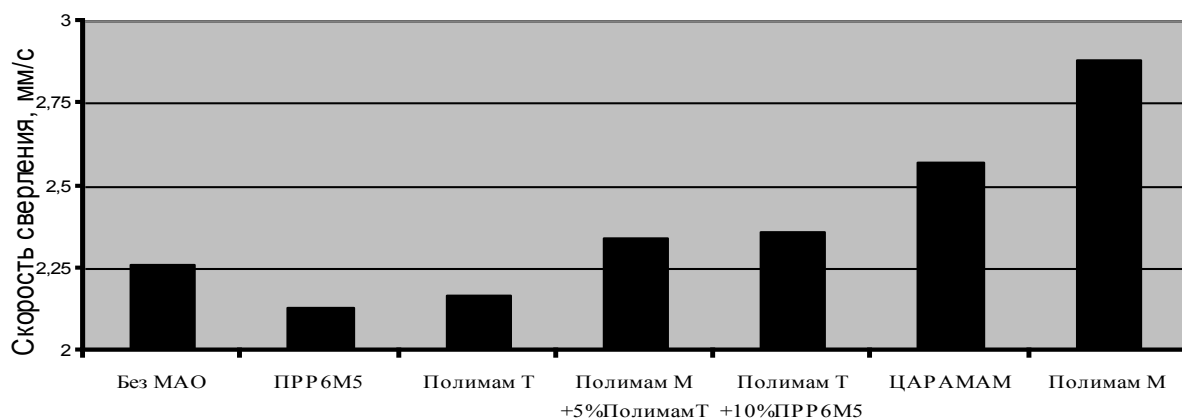


Рис. 5 - Скорость сверления инструментом после МАО различными МАМ.

Сравнение полученных результатов с данными, приведенными на рис. 1-3 свидетельствуют о том, что целенаправленное влияние на работоспособность инструмента требует комплексного подхода, как к формированию микрогеометрии рабочих поверхностей режущего инструмента, так и физико-механических характеристик поверхностного слоя.

Выводы

Анализ полученных результатов показал, что из исследуемых порошковых МАМ наиболее целесообразно рекомендовать при МАО сверл порошковые магнитно-абразивные материалы на основе Полимам-Т с добавками более мелкого округлого порошка ПР Р6М5. Использование указанных смесей для формирования МАИ при МАО на установках типа кольцевая ванна с большими рабочими зазорами при финишной обработке сверл обеспечивает снижение шероховатости рабочих поверхностей до $Ra < 0,12$ мкм, повышение поверхностной твердости более чем на 12%, удаление с поверхностей микроконцентраторов напряжений и регулируемое округление режущих кромок с радиусом округления до 15-20 мкм, причем величина радиуса округления может корректироваться изменением длительности процесса МАО и технологическими режимами.

Литература: 1. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисертація ... докт.техн.наук. – Київ, 2001. – 404с. 2. Майборода В.С. Кінетика формування різальних кромок кінцевого інструменту при магнітно-абразивній обробці в умовах великих магнітних щілин / В.С.Майборода, В.М.Гейчук, О.А.Плівак //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем.Зб.наук.праць. – Краматорськ-Київ, вип.23, 2008. – С.40-53. 3. Майборода В.С. Кінетика формування кромок кінцевого різального інструменту при магнітно-абразивному обробленні в магнітній системі типу «кільцева ванна»/В.С.Майборода, В.М.Гейчук, О.С.Клишта,О.О.Беляєв //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць., вип.7, 2009. - С.131-160. 4. Vyelyayev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von beschichteten zerspanwerkzeugen durch Kombination der Werkzeugbeschichtung mit einer Magnetabrasiven Behandlung / O.Vyelyayev, L.Dübner, B.Karpuschewski, V.Maiboroda //Резание и инструмент в технологических системах. 2006. - №70. – С.38-45/ 5. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной геометрической формы. Дисс... к.т.н. – Киев, 1997. – 145 с. 6. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту зформованого з сумішей порошків//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.6, 2009. - С.144-159. 7. Майборода В.С.Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту, сформованого з двох фракційних сумішей порошків при магнітно-абразивній обробці у великих магнітних щілинах.//Технологічні системи. – 2007. - №1(37). – С.40-55. 8. Vyelyayev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2008.-149 p. 9. Грязнов Б.О. Вплив комплексної магнітно-абразивної обробки і композиційних покриттів на характеристики втомних робочих лопаток ГТД/ Б.О.Грязнов, В.С.Майборода, Ю.С.Налимов, І.І.Білик, О.М.Герасимчук //Вибрации в технике и технологиях.-2001. - №5(21). – С.80-83. 10. Олиker В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. - М.: Металлургия, 1990. - 176с. 11. Грязнов Б.А. Исследование влияния видов обработки поверхности и многослойного покрытия пера лопаток на их характеристики сопротивления усталости./ Б.А.Грязнов, В.С.Майборода, Ю.С.Налимов, О.Н.Герасимчук, О.В.Кононученко//Проблемы прочности. - №5, - 1999. – С.109-116. 12. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперегачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 1.Влияние условий базирования режущих пластин в рабочих зонах на эффективность процесса обработки /В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, Б.М.Фесюн и др.//Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.6(154). – Донецьк: ДонНТУ, 2009. – С.157-165. 13. Deutsches Patent- und Markenamt DE 10 2009 015 158 A1 2009.09.30 B24B31/112 Werkzeugenmaschine zur magnetabrasiven Bearbeitung/V.Maiboroda, O. Vyelyayev, W. Geichuk. 14. Майборода В.С. Магнітно-абразивна обробка осьового і кінцевого різального інструменту. 5.Дослідження впливу умов базування деталей на зміну геометричних характеристик різальних кромок свердел при магнітно-

абразивній обробці / В.С.Майборода, Д.В.Хроновский, В.І.Солодкий и др.// Наукові вісті НТУУ "КПІ" - 2002. - №5. -С.69-73. **15.** Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с. **16.** Майборода В.С. Влияние процесса магнитно-абразивной обработки сверл из быстрорежущей стали на некоторые показатели их работоспособности/ В.С.Майборода, А.А.Пливав, С.В.Майданюк и др.//Вістник ДДМА. Збірник наук. праць.- 2007. - №3(9). – С.136-143.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

МАГНИТНО-АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА БЫСТРОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА РАЗЛИЧНЫМИ ПОРОШКОВЫМИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ

Майборода В.С., Анисимова А.В.

Исследовано влияние магнитно-абразивной обработки различными порошковыми материалами на качество сверл. Показано, что положительные результаты имеют место при обработке магнитно-абразивным инструментом, который сформирован из смеси осколочного и округлого порошков. Показано, что при этом обеспечивается снижение шероховатости рабочих поверхностей инструмента менее 0,12 мкм, повышение поверхностной твердости более чем на 10%, формирование радиусов округления режущих кромок с заданным размером.

МАГНІТНО-АБРАЗИВНА ОБРОБКА ШВИДКОРІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ РІЗНИМИ ПОРОШКОВИМИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНИМИ МАТЕРІАЛАМИ

Майборода В.С., Анісімова А.В.

Досліджено вплив магнітно-абразивної обробки різними порошковими матеріалами на якість свердел. Показано, що позитивні результати мають місце при обробці магнітно-абразивним інструментом, який сформований із суміші осколкового і округлого порошків. Показано, що при цьому забезпечується зниження шорсткості робочих поверхонь інструмента менше 0,12 мкм, підвищення поверхневої твердості більш ніж на 10%, формування радіусів округлення різальних крайок з заданим розміром.

MAGNETIC – ABRASIVE PROCESSION OF THE HSS-INSTRUMENT BY DIFFERENT POWDER MAGNETIC – ABRASIVE

Maiboroda V.S., Anisimova A.V.

The influence of magnetic - abrasive handling by different powdered materials on quality of drills is explored. Is shown, that positive effects have a place at handling by a magnetic - abrasive tool, which is formed from mixture of fragmentation and round powders. Is shown, that thus lowering a roughness of working surfaces of the instrument less than 0,2 microns, surface hardening more than on 10 %, forming of radiuses of a rounding off of cutting edges with the given size is ensured.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивные материалы, качество сверл.

Ключеві слова: магнітно-абразивна обробка, магнітно-абразивні матеріали, якість свердел.

Key words: magnetic – abrasive proceSSION, powder magnetic – abrasive, quality of drills

УДК 621.923

Новоселов Ю.К., Левченко Е.А.
СевНТУ, г. Севастополь, Україна

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ БОКОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОТРЕЗНЫХ КРУГОВ

Введение

В соответствии с современными тенденциями развития технологии машиностроения, предусматривающими повышение производительности, точности и качества обработки, все большее значение приобретает процесс абразивной резки – одна из важнейших конечных операций обработки деталей.

При дальнейшем развитии производства повышение качества и производительности обработки возможны лишь на базе теории, описывающей основные закономерности процесса абразивной резки и их связи с формированием свойств поверхностного слоя разрезаемых заготовок. Это позволит управлять процессом резки с целью обеспечения заданного качества обработки деталей при возможно большей производительности, а также определить пути интенсификации процессов и расширения их технологических возможностей.

В связи с этим разработка научных основ создания высокопроизводительного бездефектного процесса резки на базе новых технических решений по применению высокоэффективного инструмента с повышенной режущей способностью позволит получить значительный экономический эффект как в сфере производства, так и в сфере машиностроения в целом.

Целью настоящей работы является аналитический расчет рационального числа зерен на единице площади режущих боковых поверхностей отрезного круга.

Основная часть

Из литературы известно [1–3], что для обеспечения нормальной работы абразивного инструмента в целом необходимо стремиться создать оптимальные условия для каждого единичного зерна.

Для того чтобы абразивные зерна, расположенные на боковых поверхностях, срезали металл величина их выступания из связки и глубина их внедрения должна быть больше глубины, при которой процесс пластического оттеснения металла переходит в процесс микрорезания. По данным Н.И. Богомолова [3] такой переход наблюдается при

$$t \geq (0,04...0,08)\rho,$$

а наиболее интенсивный процесс стружкообразования наступает при

$$t \geq (0,25...0,35)\rho,$$

где ρ – радиус закругления вершин абразивных зерен.

При недостаточной величине выступания зерен из связки и большом их количестве на боковых поверхностях круга глубина микрорезания незначительна, зерна не режут, а только пластически деформируют металл. Поверхностные слои заготовки разогреваются, вершины зерен интенсивно изнашиваются. При затуплении абразивных зерен связка тоже начинает контактировать с металлом, что приводит к дальнейшему повышению температуры, выгоранию связки и интенсивному износу круга.

Для процессов шлифования торцом круга вероятность удаления материала вычисляется по зависимости [1]:

$$a(t) \leq \frac{10^3 \cdot k \cdot K_c \cdot C_B \cdot \Gamma(m+1) \cdot \Gamma(k) \cdot n_3 \cdot V_k \left[V_y(t-t_0) \right]^{k+m+1}}{H_u^k (k+m+1) \cdot \Gamma(k+m+1) \cdot V_y}, \quad (1)$$

где V_y – скорость движения режущего профиля круга в материале детали в направлении подачи, мм/с; V_k – скорость круга, м/с; n_3 – число режущих вершин зерен на боковой поверхности круга, шт/мм²; H_u^k – глубина слоя инструмента, в пределах которого подсчитывается число абразивных зерен n_3 , мм; K_c – коэффициент стружкообразования; $(t - t_0)$ – время контакта рассматриваемого уровня с абразивными зёрнами, с; k и C_B – коэффициенты; $\Gamma(m + 1)$, $\Gamma(k)$, $\Gamma(k + m + 1)$ – гамма-функции.

Уравнение (1) при заданных режимах резания и принятом уровне вероятности удаления металла позволяет вычислить число абразивных зерен, при котором соблюдается соотношение оптимальных глубин резания к радиусу округления вершины зерна.

Для процессов абразивной разрезки при условии отсутствия контакта связки при $H_u = t_\phi$, где t_ϕ – фактическая глубина резания абразивным зерном, равная расстоянию от максимальной вершины микронеровностей до вершины наиболее удаленного режущего абразивного зерна, мм:

$$a = \frac{n \cdot V_k \cdot k \cdot C_e \cdot \Gamma(m + 1) \cdot \Gamma(k) \cdot (S_x \cdot \tau)^{k+m+1}}{t_\phi^k \cdot S_x \cdot (k + m + 1) \cdot \Gamma(k + m + 1)}. \quad (2)$$

В настоящем исследовании среднюю глубину резания вершины абразивного зерна принимаем равной расстоянию от наиболее глубокой впадины до средней линии профиля.

Для средней линии профиля $P(M) \approx 0,5$; $K_c \cdot a = 0,693$; $t_\phi = 2t$.

Подставляя значения $P(M)$; K_c ; a ; $t_\phi = S_x \cdot \tau_k$ в уравнение (2), получим

$$n \leq \frac{0,693 \cdot 2^{k-1,5} \Gamma(k + m + 1) \cdot (k + m + 1) \cdot S_x}{K_c \cdot k \cdot \rho^2 (t/\rho)^{3/2} \cdot V_k \cdot \Gamma(m + 1) \cdot \Gamma(k)}. \quad (3)$$

где $t/\rho = 0,004 \dots 0,08$.

При частных значениях $k = 1,5$; $m = 0,5$ и подстановки S_x , выражение (3) будет иметь вид

$$n \leq \frac{3,53 \cdot \Delta h \cdot S_y}{d \cdot \rho^2 \cdot (t/\rho)^{3/2} \cdot K_c \cdot V_k}. \quad (4)$$

Анализ предложенной математической зависимости (4) процесса взаимодействия боковых сторон круга с металлом при разрезке показывает, что качество поверхностного слоя реза ($t/\rho \geq 0,08$) зависит от режимов и условий разрезки и конструктивных параметров отрезных кругов (микрорельеф и число зерен n на единице торца круга).

Таким образом, изменяя торцовый микрорельеф и характеристику отрезного инструмента, скорость резания, радиальную подачу и соотношение диаметров заготовки и круга, можно управлять качеством обработанной поверхности.

Полученная математическая зависимость позволяет решить прямую задачу, когда входными параметрами являются режимы и условия обработки S_y , V_k , t/ρ , d , а выходными – конструктивные параметры проектируемого абразивного инструмента, т.е. число режущих зерен на единице площади боковых поверхностей круга n . Решается и обратная задача, когда при известных характеристиках круга n , ρ (зернистость), D_k и условиях обработки V_k , d , t/ρ можно назначить необходимое значение S_y . Или же, при известных режимах резания и характеристике отрезного круга, определить расчетные условия обработки для обеспечения требуемого качества поверхности реза.

Из предложенной математической зависимости (4) видно, что эффективность процесса микрорезания отдельными режущими зернами, расположенными на торцах кругов, может быть повышена за счет уменьшения числа зерен n на единице боковой поверхности отрезного круга ниже критического значения, определяемого минимальным отношением глубины резания t единичным зерном к его радиусу закругления ρ .

По формуле (4) может быть рассчитано необходимое число зерен на единице поверхности торцов кругов, исходя из заданных параметров резки, характеристики абразивного инструмента и условий эффективного протекания процесса микрорезания отдельными режущими зернами.

Для практических расчетов числа зерен по формуле (4) необходимо задаться скоростью резания V_k , номером зернистости круга, который определяет радиус закругления зерен ρ , диаметром разрезаемой трубы d , отношением глубины резания единичными зернами к радиусам их закругления t/ρ и соответствующему этому отношению коэффициентом стружкообразования K_c , величиной радиальной подачи S_y и толщиной слоя металла Δh , удаляемого боковой поверхностью круга.

Радиус закругления ρ определялся экспериментально рядом исследователей [3] и может быть найден из таблиц или рассчитан по эмпирическим формулам.

Отношение t/ρ определяет коэффициент стружкообразования K_c [3]. С увеличением t/ρ коэффициент стружкообразования сначала возрастает до некоторого значения, достигая своего максимума, и затем снова уменьшается. Учитывая, что процесс удаления металла боковыми поверхностями отрезных кругов протекает с очень низкими подачами, коэффициент стружкообразования никогда не достигает больших величин и с достаточной степенью точности при резке кругами с выступающими зернами на боковых поверхностях, которые исследуются в данной работе, может быть принят равным 0,8.

При всех прочих равных условиях отношение t/ρ , при котором уже протекает процесс стружкообразования, зависит от скорости резания, и может быть выбрано по графику работы [2].

Толщина слоя металла, удаляемого боковой поверхностью отрезного круга, зависит от величины отклонений геометрических параметров кругов и диаметра разрезаемой заготовки. С увеличением отклонений от геометрических параметров отрезного инструмента толщина слоя металла, удаляемого боковой поверхностью, возрастает вследствие увеличения торцового биения кругов. Увеличение диаметра разрезаемой заготовки также приводит к возрастанию толщины слоя металла, удаляемого торцом круга, за счет увеличения времени резки. В табл. 1 приведены значения толщин слоя металла, удаляемого за счет бокового резания, в зависимости от диаметров круга и заготовки, полученные путем статистической обработки экспериментальных данных разности ширины реза и высоты отрезных кругов с режущей боковой поверхностью.

Результаты расчетов показывают, что для каждого конкретного условия резки следует выбирать и изготавливать отрезные круги не произвольных, а вполне определенных характеристик и размеров и назначать рациональные режимы резания.

Как видно из анализа формулы (4) при увеличении толщины слоя металла, удаляемого торцом круга, число зерен n на единице боковой поверхности должно возрасти. Необходимо увеличить число зерен n и при возрастании радиальной подачи S_y . Это объясняется тем, что при увеличении как толщины слоя металла Δh , так и радиальной подачи S_y , толщина стружки t , приходящейся на одно зерно, возрастает, поэтому для сохранения отношения t/ρ неизменным, необходимо число зерен n на единице торцовой поверхности увеличить.

Значения толщин слоя металла, удаляемого боковыми режущими поверхностями отрезного круга за период разрезки трубы

Наружный диаметр трубы, d , мм	Толщина удаляемого слоя $\Delta h \cdot 10^{-3}$, мм			
	Диаметр отрезного круга D_k , мм			
	300	400	500	600
33,5	80			
42,3	110			
48	135	130		
60		150	145	140
75,5		170	165	160
88,5			190	185

Увеличение диаметра разрезаемой заготовки d приводит к возрастанию объема металла, который необходимо удалить торцом круга, но одновременно возрастает и число зерен, участвующих в удалении этого припуска вследствие увеличения площади контакта торца круга с боковой поверхностью реза. Число зерен, участвующих в резании, возрастает более интенсивно, чем объем удаляемого металла, поэтому толщина стружек, срезаемых единичными зернами, уменьшается. К этому же результату приводит и увеличение скорости резания V_k , поэтому, как видно из (4), с увеличением диаметра разрезаемой заготовки d и скорости резания V_k , число зерен n на единице боковой поверхности отрезных кругов должно быть уменьшено, чтобы сохранить заданное отношение t/ρ .

Возрастание радиуса закругления зерен ρ , что достигается увеличением номера зернистости, приводит к уменьшению числа зерен n . Физическая сущность этого заключается в том, что при всех прочих равных условиях увеличение ρ вызывает уменьшение отношения толщин стружек, удаляемых единичными зернами, к радиусам их округления. Для сохранения отношения t/ρ необходимо увеличить толщину стружек t , что и достигается уменьшением числа зерен n , расположенных на единице торцовых поверхностей отрезных кругов.

Разработанная математическая зависимость процесса взаимодействия боковых сторон круга с металлом при разрезке получена путем теоретических рассуждений и поэтому нуждается в дополнительной проверке.

Выводы

Установлено, что условия взаимодействия боковых режущих поверхностей отрезного круга с металлом при разрезке оказывают существенное влияние на эксплуатационные показатели процесса. За счет разогревания заготовок и торцового биения с боковых поверхностей реза удаляется слой металла $\Delta h = (0,002...0,003)d$. При удалении припуска боковыми режущими поверхностями кругов глубина микрорезания увеличивается с уменьшением числа режущих зерен. На основе вероятностного характера удаления припуска боковыми поверхностями инструмента установлена связь условий обработки и режимов разрезки с конструктивными параметрами круга и относительной глубиной микрорезания t/ρ . Предложена математическая зависимость, позволяющая рассчитать наиболее рациональное число зерен на единице боковых режущих поверхностей кругов.

Перспективой дальнейших исследований в данном направлении является экспериментальное подтверждение полученных результатов.

Литература: 1. Новосёлов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новосёлов. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1979. – 232 с. **2.** Ваксер Д.Б. Пути повышения производительности абразивного инструмента при шлифовании / Д.Б. Ваксер.– М. – Л.: Машиностроение, 1964.– 124 с. **3.** Богомолов Н.И. О работе трения в абразивных процессах / Н.И. Богомолов. – Труды ВНИИАШ. – М. – Л.: Машиностроение, 1965.– №1.– С.72 –78.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

АНАЛІТИЧНИЙ РОЗРАХУНОК ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЇ БІЧНИХ ПОВЕРХОНЬ ВІДРІЗНИХ КРУГІВ

Новоселов Ю.К., Льовченко Є.А.

На основі імовірнісного характеру видалення припуску бічними поверхнями інструменту встановлений зв'язок умов обробки і режимів розрізання з конструктивними параметрами круга і відносною глибиною мікрорізання. Запропонована математична залежність, що дозволяє розрахувати найбільш раціональне число зерен на одиниці бічних ріжучих поверхонь кругів.

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ БОКОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОТРЕЗНЫХ КРУГОВ

Новоселов Ю.К., Левченко Е.А.

На основе вероятностного характера удаления припуска боковыми поверхностями инструмента установлена связь условий обработки и режимов разрезки с конструктивными параметрами круга и относительной глубиной микрорезания. Предложена математическая зависимость, позволяющая рассчитать наиболее рациональное число зерен на единице боковых режущих поверхностей кругов.

ANALYTICAL CALCULATION OF ELEMENTS OF CONSTRUCTION OF SIDES OF DETACHABLE CIRCLES

Novoselov Y.K., Levchenko E.A.

The results of analytical calculation of rational number of grains are presented on unit of area of cuttings sides of detachable circle. The analysis of the offered mathematical model shows that quality of peza of pipe depends on the modes and terms of chopping-off and structural parameters of detachable circles.

Ключевые слова: алмазный круг, режущая кромка, резка, режим, математическая зависимость.

Ключові слова: діамантовий круг, ріжуча кромка, різання, режим, математична залежність.

Key words: diamond circle, cutting edge, cutting, mode, mathematical dependence.

УДК 621.9

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

АНАЛИЗ ПОВТОРНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СТАЛЬНОЙ СТРУЖКИ С ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Введение

В деталях общемашиностроительного назначения находит применение большое многообразие профильных пазов с ограниченным пространством для размещения отделенной стружки. В станкостроении наиболее часто применяют Т-образные пазы, пазы типа «ласточкин хвост» и угловые пазы, которые используют в столах станков различных типов, в плитах-спутниках, планшайбах, в элементах технологической оснастки и т. д. Пазы, служащие одновременно для закрепления деталей и приспособлений, а также для ориентации приспособлений относительно основных элементов станка, выполняются калиброванными.

Трудоемкость обработки профильных пазов составляет, по выполненной оценке [1], более половины трудоемкости обработки столов обрабатывающих центров, фрезерных, сверлильных, плоскошлифовальных и других станков. Столы указанных станков имеют, как правило, три (или больше) Т-образных паза для базирования и крепления деталей и один Т-образный паз для крепления концевых выключателей. Кроме того, столы имеют салазки, при обработке которых используются фрезы в форме «ласточкиного хвоста».

Таким образом, профильные пазы с ограниченным пространством для размещения отделенной стружки, являющиеся весьма нетехнологичными элементами конструкций, составляют значительную часть общего объема металлообработки при изготовлении металлообрабатывающего оборудования и технологической оснастки.

Широкое применение и нетехнологичность конструкции таких пазов определяет актуальность поиска путей повышения точности их изготовления. Точность изготовления пазов в существенной мере может определяться эффективной эвакуацией отделенной стружки – при несвоевременном ее удалении из зоны резания имеет место деформирование инструмента вследствие повторного взаимодействия стружки с зубьями фрезы [2, 3].

Основная часть

Для изучения характера повторного взаимодействия режущего инструмента с элементом стружки рассмотрим процесс его накопления и перемещения после отделения.

В течение одного оборота, совершаемого зубом фрезы при обработке профильной Т-образной заготовки, можно выделить две характерные фазы (рис. 1):

- фаза 1 (участки BC и DA) – непосредственная обработка поверхностей (отделение стружки);
- фаза 2 (участки AB и CD) – перемещение зуба без обработки (отсутствие отделения стружки).

По завершению фазы 1 (положение зуба 1) элемент стружки, отделенный зубом фрезы, имеет возможность перемещаться в двух противоположных направлениях в зависимости от соотношения действующих в рассматриваемой системе (фреза, элемент стружки, поверхности обрабатываемого паза) сил:

- от центра фрезы к ее периферии;
- периферии фрезы к ее центру.

В процессе перемещения элемента стружки от центра к периферии (в зависимости от значения действующих в рассматриваемой системе сил), он либо покидает рабочее пространство фрезы (элемент показан тонкими линиями) – положения зуба 2, 3, 4, 7, либо остается в этом пространстве (элемент показан основными линиями). При попадании в зону обработки, в результате повторного взаимодействия с зубьями инструмента (положения зуба 5 и 8), он деформируется.

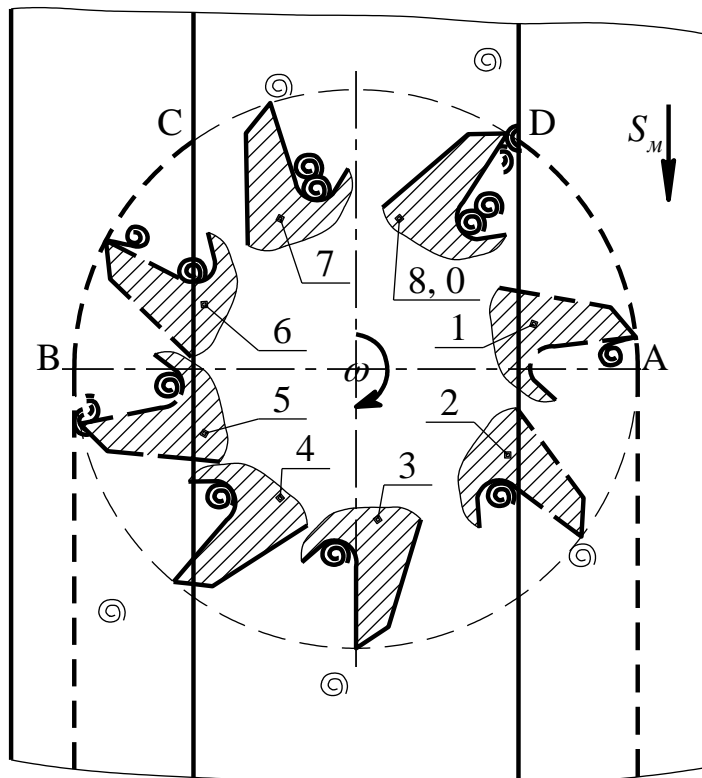


Рис. 1 – Перемещение элемента стружки в рабочем пространстве фрезы (1...8 - положения зуба в течение одного оборота фрезы)

В результате выполненных теоретических и экспериментальных исследований [1, 4] установлено, что в (30...100)% случаев (в зависимости от обрабатываемого материала) для рекомендованных стандартами [5, 6] режимных и конструктивных параметров Т-образных фрез, элемент стружки перемещается в направлении от периферии фрезы к ее центру. То есть, направление его перемещения в этом случае противоположно необходимому для удаления из рабочего пространства фрезы (положения зуба 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8). В случае, когда отделенный элемент стружки в течение половины одного оборота фрезы (участок АВ) не покинул рабочее пространство фрезы, к нему (участок ВС) добавляется еще один отделенный элемент стружки – положения зуба 7 и 8.



Рис. 2 – Схема взаимодействия элемента стружки с фрезой и заготовкой при отсутствии пластической деформации

В течение последующих оборотов фрезы в рабочее пространство поступают дополнительные вновь отделяемые элементы стружки.

Таким образом, процесс резания в (30...100)% случаев для рекомендованных стандартами режимных и конструктивных параметров Т-образных фрез сопровождается циркуляцией стружки (вращение отделенной стружки вместе с инструментом) и ее деформированием в результате повторного взаимодействия с зубьями инструмента, что определяет возрастание сил резания и удельных энергозатрат, повышенный износ режущих кромок зубьев и снижение качества обрабатываемых поверхностей. В конечном итоге, это обуславливает снижение режимов обработки, ограничение производительности

фрезерования, снижение точности обработки.

Для изучения характера повторного взаимодействия элементов стружки с режущим инструментом выполнены экспериментальные исследования [4]. Обработка Т-образной фрезой $\varnothing 21$ мм заготовок из стали Сталь 45 осуществлялась на вертикально-фрезерном станке в следующих режимах: частота вращения фрезы – 315 об/мин и 255 об/мин, подача стола – 160 мм/мин, длина обрабатываемого паза – 120 мм. Полученная стружка была классифицирована, в соответствии с фактическим характером ее деформирования, на четыре группы.

Группа 1 – характеризуется отсутствием следов пластической деформации стружки.

Средняя длина стального элемента стружки первой группы составляет 6 мм, диаметр – 2,5 мм, толщина – 0,38 мм. Логично предположить, что первую группу составляют элементы стружки, которые покинули рабочее пространство фрезы без повторного взаимодействия с ней или в случае повторного взаимодействия подверглись только упругой деформации (рис. 2, 3 а).

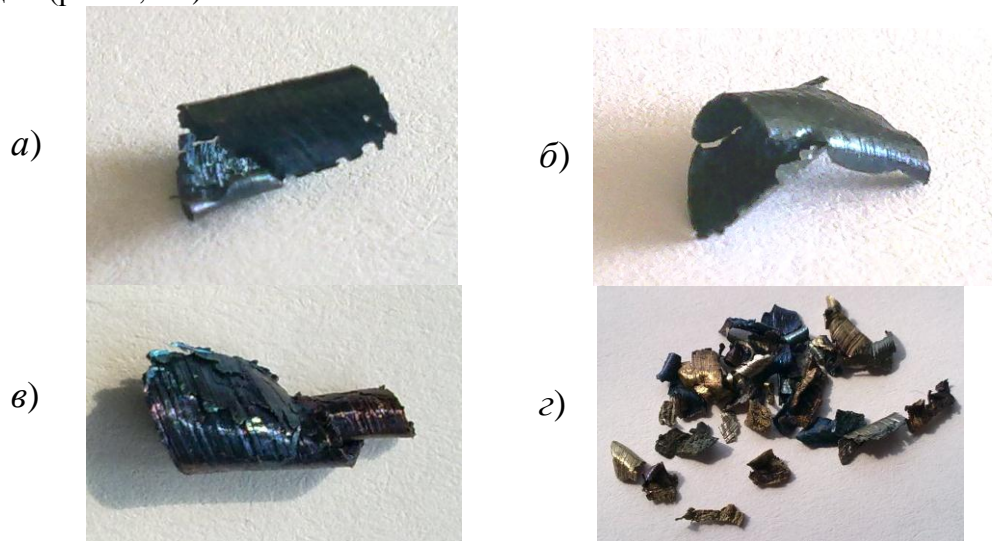


Рис. 3 – Фото стружки: а) группа 1; б) группа 2; в) группа 3; г) группа 4

Группа 2 – характеризуется пластической деформацией поперечного сечения элемента стружки.

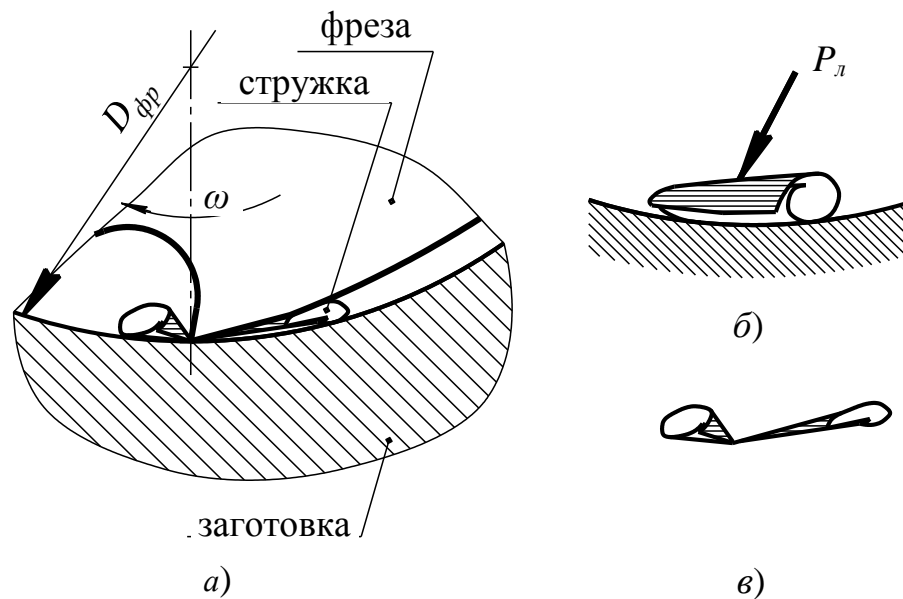


Рис. 4 – Схематизация процесса пластического деформирования поперечного сечения элемента стружки зубом фрезы:
а) схема взаимодействия; б) расчетная схема; в) вид элемента после деформирования

Средняя длина стального элемента стружки второй группы составляет 6 мм, диаметр – 2,5 мм, толщина – 0,46 мм (рис. 3 б). Логично предположить, что деформация поперечного сечения элемента стружки является следствием его взаимодействия с лезвием инструмента согласно схеме, представленной на рис. 4 а. Воздействие лезвия фрезы на элемент можно представить в виде сосредоточенной силы P_n (рис. 4 б).

Группа 3 – характеризуется либо пластической деформацией продольного сечения элемента стружки, либо комбинированной пластической деформацией и продольного и поперечного сечений.

Средняя длина стальной стружки третьей группы составляет 5,8 мм, диаметр – 2 мм, толщина – 0,52 мм (рис. 3 в). Логично предположить, что такой характер деформирования является следствием взаимодействия элемента стружки с задней поверхностью и/или затылком зуба фрезы (рис. 5а, 6а). Воздействие задней поверхности и затылка на элемент можно представить в виде заменить распределенной нагрузки q .

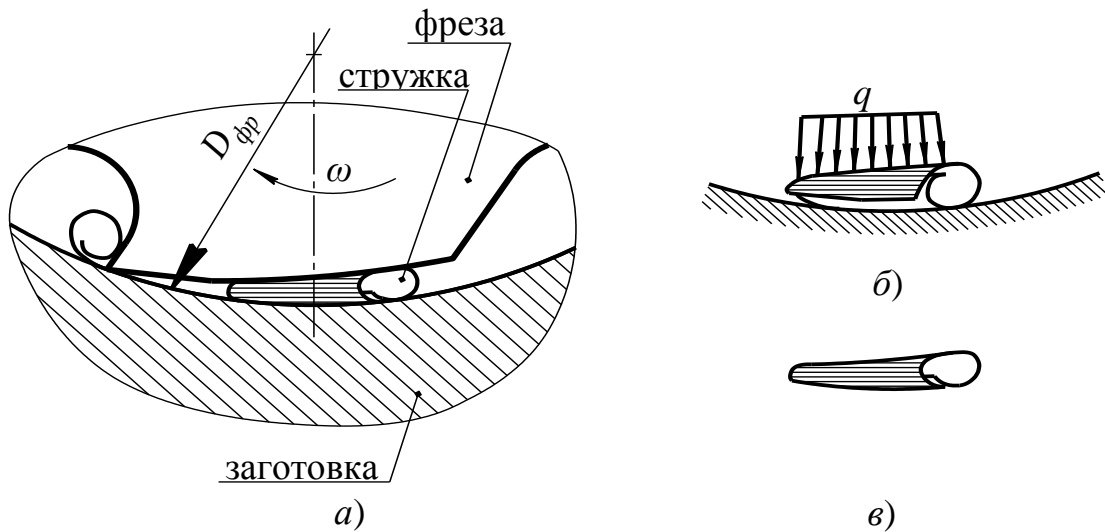


Рис. 5 – Схематизация процесса пластического деформирования продольного сечения элемента стружки зубом фрезы: а) схема взаимодействия; б) расчетная схема; в) вид элемента после деформирования

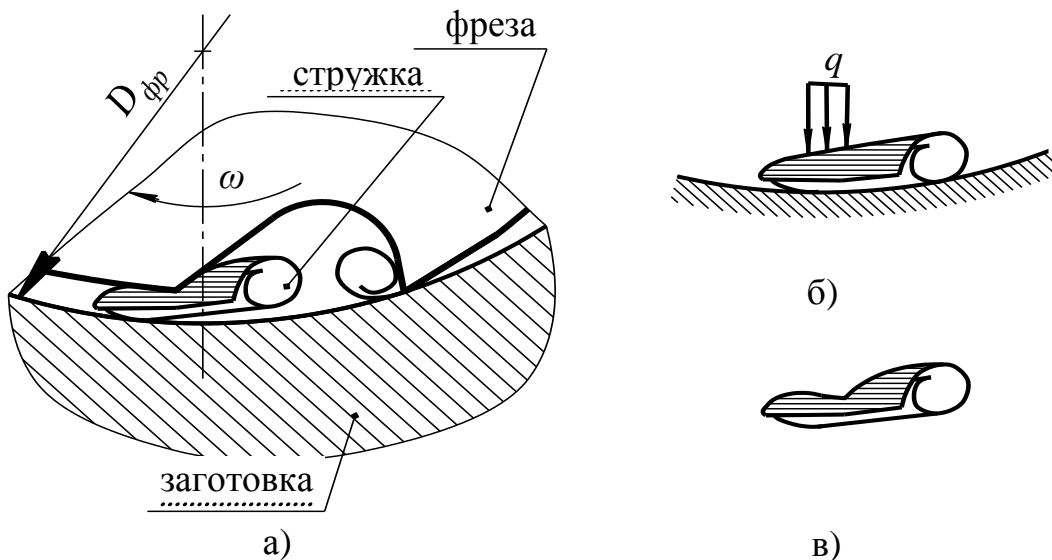


Рис. 6 – Схематизация процесса комбинированного пластического деформирования поперечного и продольного сечения элемента стружки зубом фрезы: а) схема взаимодействия; б) расчетная схема; в) вид элемента после деформирования

Група 4 – характеризується разрушением элементов стружки на отдельные частицы (рис. 3 г).

Логично предположить, что разрушение элементов стружки является следствием их взаимодействия с лезвиями инструмента также согласно схеме представленной на рис. 4 а, но при иных соотношениях параметров процесса деформирования.

Количественный и процентный состав полученной стружки в соответствии с указанными классификационными признаками приведен в таблице 1 и на рис. 7.

Таблица 1

Классификация стружки по характеру ее деформации (Сталь 45)

Группа	Количество	
	штук	%
1	536	37
2	203	14
3	209	15
4	482	34
Всего	1430	100

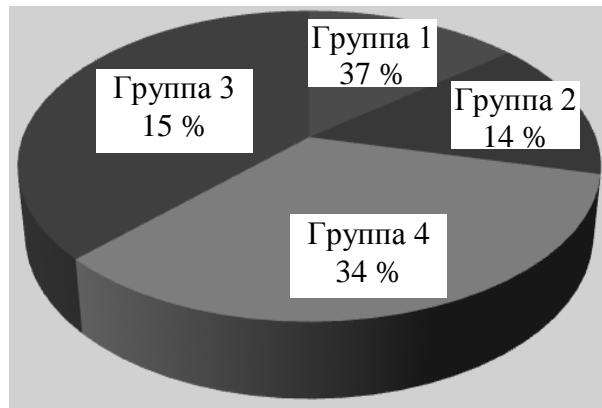


Рис. 7 – Графическое представление результатов классификация стружки по характеру ее деформации (Сталь 45)

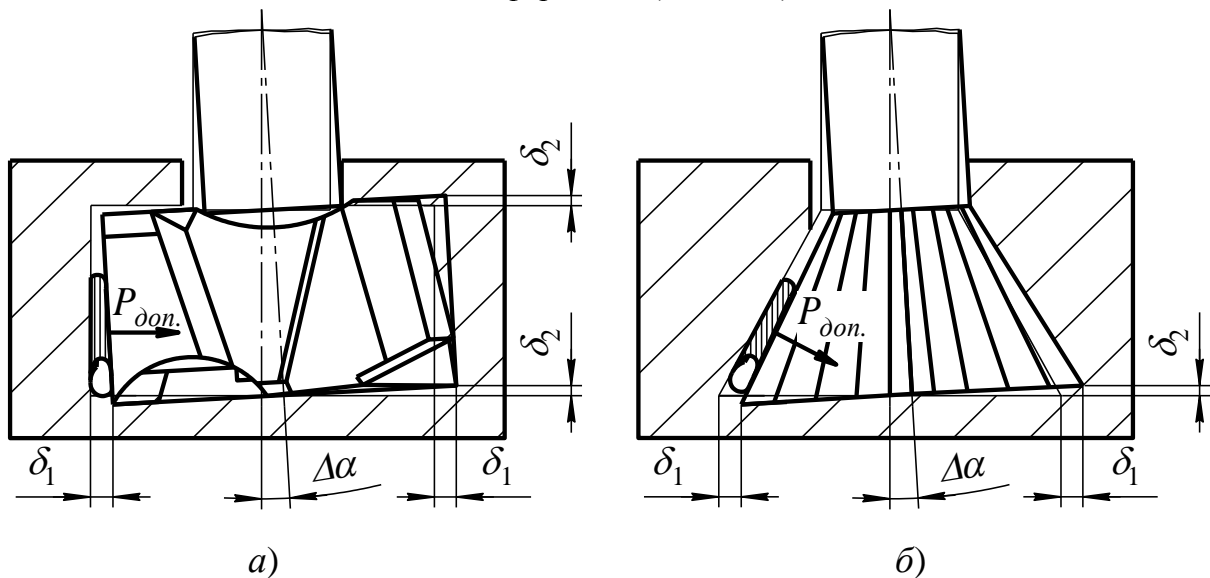


Рис. 8 – Деформация инструмента вследствие повторного взаимодействия стружки с режущим инструментом: а) Т-образной фрезы; б) фреза типа «ласточкин хвост»

Анализ полученных экспериментальных данных позволяет сделать вывод о том, что не менее 63% отделенной стружки повторно взаимодействует с режущим инструментом. Вследствие этого формируется дополнительное усилие на режущий инструмент $P_{доп.}$ (рис. 8), которое обуславливает соответствующую деформацию инструмента (отклонение оси на угол $\Delta\alpha$). Указанное отклонение оси определяет погрешности обработки δ_1 и δ_2 (рис. 8 а, б).

Как следует из рис. 9, направление вектора $P_{доп.}$ совпадает с вертикальной составляющей P_{vi} силы резания P_{yzi} . Поэтому погрешность обработки, вызванная действием

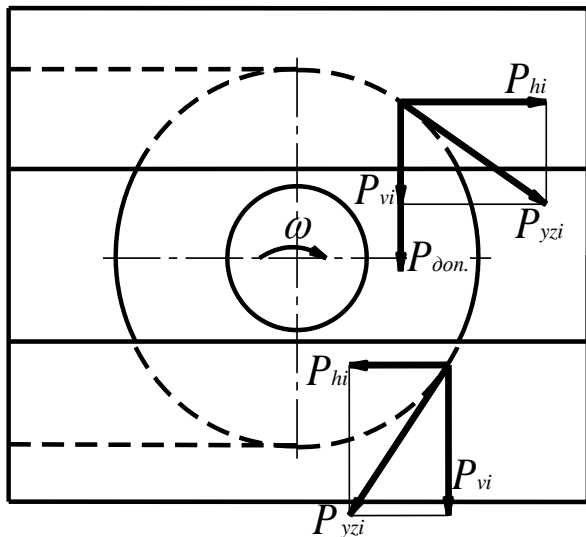


Рис. 9 – Схема действия составляющих сил резания и сил повторного взаимодействия стружки с инструментом

силы $P_{доп.}$, суммируется с погрешностью, вызванной деформацией инструмента под действием силы резания P_{yzi} , существенно усугубляя ее.

Значение силы $P_{доп.}$, согласно данным [7], составляет до 25 % от значения силы P_{vi} . Таким образом, в первом приближении можно предположить, что деформация инструмента $\Delta\alpha$ и погрешность обработки δ_1 и δ_2 (рис. 8), обусловленные повторным взаимодействием стружки с инструментом, будут иметь значения того же порядка.

Для определения значений этих величин с достаточной точностью, необходимо выполнить моделирование и анализ явления деформирования отделённых элементов стружки зубьями фрезы в процессе их повторного взаимодействия .

Выводы

На основании экспериментальных исследований установлено, что при фрезеровании Т-образных пазов в стальных заготовках не менее 63 % отделенной стружки повторно взаимодействует с режущим инструментом. При этом характер деформации отделенных элементов стружки в результате повторного взаимодействия существенно различается.

Выполнена классификация отделенных элементов стружки при фрезеровании профильных пазов на 4 группы в зависимости от характера их деформации.

Показано влияние повторного взаимодействия элемента стружки с зубьями фрезы на возможную погрешность обработки профильных пазов.

Литература: 1. Нечепаяев В.Г. Эффективность применения устройств удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов / В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнисько // Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї-наука-виробництво: матеріали сьомої Всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції. Одеса: ОНПУ, 29-31 жовтня 2007 р. – Одеса, 2007. – С. 43-44. 2. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты: учебник для вузов / П.Р. Родин. – 3-е изд., перераб. и доп. – К.: Вища школа, Головное изд.- во, 1986. – 455 с. 3. Степанов А. Высокоскоростное фрезерование в современном производстве / Александр Степанов // CAD/CAM/CAE Observer. – 2003. – № 4 (13). – С. 2-8. 4. Нечепаяев В.Г. Экспериментальные исследования силовых факторов при фрезеровании закрытых профильных пазов / В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнисько, Н.В. Пархоменко // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку: матеріали четвертої міжнародної науково-технічної конференції. Краматорськ: ДДМА, 5-8 червня 2006 р. – Краматорськ, 2006. – С. 78. 5. ГОСТ 7063 – 72 (СТ СЭВ 115 – 79, СТ СЭВ 4632 – 84). Фрезы для обработки Т-образных пазов. Технические условия. – Взамен ГОСТ 7063–63; введ. 01.01.74. – М.: Изд. стандартов, 1986. – 12 с. 6. ГОСТ 10673 – 75. Фрезы с напаянными твердосплавными пластинами для обработки Т-образных

пазов. Технические условия. – Взамен ГОСТ 10673–63; введ. 01.01.77. – М.: Изд. стандартов, 1978. – 8 с. 7. Нечепаев В.Г. Результаты экспериментальных исследований фрезерования профильных пазов / В.Г. Нечепаев, А.Н. Гнитко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ: ДДМА, 2006. – Вип. 20. – С. 54-62.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

АНАЛІЗ ПОВТОРНОЇ ВЗАЄМОДІЇ СТАЛЕВОЇ СТРУЖКИ З ІНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ПРОФІЛЬНИХ ПАЗІВ

Нечепаев Ст Р., Гнитко А. Н., Мишов М.С.

Для вивчення характеру повторної взаємодії елементів стружки з ріжучим інструментом виконані експериментальні дослідження Погрішність обробки, викликана дією сили, підсумовується з погрішністю, викликану деформацією інструменту під дією сили різання.

АНАЛИЗ ПОВТОРНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СТАЛЬНОЙ СТРУЖКИ С ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепаев В. Г., Гнитко А. Н., Мышов М.С.

Для изучения характера повторного взаимодействия элементов стружки с режущим инструментом выполнены экспериментальные исследования Погрешность обработки, вызванная действием силы, суммируется с погрешностью, вызванной деформацией инструмента под действием силы резания.

ANALYSIS OF THE REPEATED CO-OPERATION OF STEEL SHAVING WITH INSTRUMENT AT MILLING OF TYPE SLOTS

Nechepaev V.G, Gnit'ko A.N., Myshov M.S.

Researches of accumulation of elements of a shaving in working space of a profile mill are executed. The additional component of an error of processing of preparation by profile mills arising is allocated at repeated interaction of elements of a shaving with tool teeth.

Ключевые слова: фреза, корпус, стружка, деформация, твердый сплав, погрешность, паз.

Ключові слова: фреза, корпус, стружка, деформація, твердий сплав, погрішність, паз.

Key words: milling cutter, corps, shaving, deformation, carboloy, error, slot.

УДК 621.91

Мельничук Ю.А., Клименко С.А., Манохин А.С.

Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ ИНСТРУМЕНТОМ С ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Введение

Развитие современного машиностроения в значительной мере связано с повышением требований к эксплуатационным характеристикам деталей машин и механизмов и, соответственно, применением при их производстве материалов с высокими физико-механическими свойствами. К таким материалам относятся труднообрабатываемые железуглеродистые сплавы высокой твердости, а именно закаленные стали.

В настоящее время наибольшей эффективностью при обработке деталей из таких материалов характеризуются инструменты, оснащенные поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) [1]. Чистовая токарная обработка деталей из труднообрабатываемых материалов инструментом из КНБ позволяет отказаться от шлифования – традиционного способа получения поверхностей с шероховатостью менее $Ra\ 1,25$. В настоящее время такая обработка получила название "твердого точения" [2], под которым понимается процесс точения материалов твердостью $> 47\ HRC$ с обеспечением качества поверхности на уровне обработанной шлифованием.

Традиционно для инструментов, оснащенный ПСТМ на основе КНБ, при обработке материалов высокой твердости величина подачи составляет до $0,10\text{--}0,15\text{ мм/об}$, что связано с необходимостью получения поверхностей высокого качества с шероховатостью $< Ra\ 1,25$. Как следствие, производительность такой обработки относительно низка.

Основным путем решения данной проблемы является увеличение скорости резания. Для процесса точения закаленных сталей, отбеленных чугунов и никелевых сплавов, скорость резания составляет $80\text{--}250\text{ м/мин}$ [3]. Характерной особенностью обработки с такими скоростями резания являются высокие температуры, вследствие чего имеет место существенная интенсификация изнашивания режущего инструмента.

Альтернативным способом интенсификации производительности обработки является существенное увеличение второго режимного параметра, определяющего объем материала, снимаемый в единицу времени – величины продольной подачи.

Реализовать такой подход к повышению производительности обработки с одновременным обеспечением требований к качеству обработанных изделий можно за счет создания и применения специальных режущих инструментов с цилиндрической передней поверхностью [4]. Такие инструменты, в сравнении с традиционными инструментами, обеспечивают меньшую степень деформации обрабатываемого материала в зоне резания [5] и за счет этого, а также геометрических параметров рабочего участка, обеспечивают снижение шероховатости обработанной поверхности деталей при работе с высокими подачами [6].

Точение инструментом с цилиндрической передней поверхностью характеризуется рядом особенностей в механике и теплофизике процесса резания в сравнении с традиционными резцами.

В настоящей работе представлены результаты исследований сил резания при точении инструментом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенный ПСТМ на основе КНБ, деталей из закаленной стали.

Методика

Составляющие силы резания измерялись установленным на токарно-винторезном станке модели ФТ-11 универсальным динамометром УДМ-1200 конструкции ВНИИинструмента. Данные измерений фиксировались с использованием специально разработанного и изготовленного аппаратно-программного комплекса, имеющего модуль

измерения, оснащенный АЦП. Это дало возможность производить запись и обработку информации с помощью ЭВМ в режиме реального времени.

Силы резания исследовались при продольном точении инструментом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенным ПСТМ на основе КНБ «борсинит», деталей из закаленной стали ШХ15 (62–64 HRC) (длина 600 мм, диаметр 150 мм). Для сравнения испытывались также резцы, оснащенные керамикой Al_2O_3 (60 %) + TiC (40 %).

Использовались инструменты с цилиндрической передней поверхности по авт. св. СССР № 1632639 [7] и традиционные резцы с плоской передней поверхностью с механическим креплением режущих пластин RNMN 070300, RNMN 090400.

Результаты исследований

Начальный период обработки (до 10 мин в зависимости от условий точения) инструментом с цилиндрической передней поверхностью характеризуется значительным увеличением радиальной составляющей силы резания P_y . При точении с подачами 0,1–0,3 мм/об такое возрастание силы может составлять 2,0–2,5 раза. В тоже время, значения тангенциальной (P_z) и осевой (P_x) составляющих стабилизируются существенно быстрее и изменяются с увеличением износа инструмента.

На рис. 1 представлены графики зависимостей составляющих силы резания от режимных параметров процесса обработки. Зависимости построены по значениям сил резания, соответствующим началу процесса точения после этапа врезания инструмента в заготовку (до 10 сек), что позволило исключить влияние на полученные данные скорости изнашивания инструмента, изменяющейся при обработке с разными режимами резания.

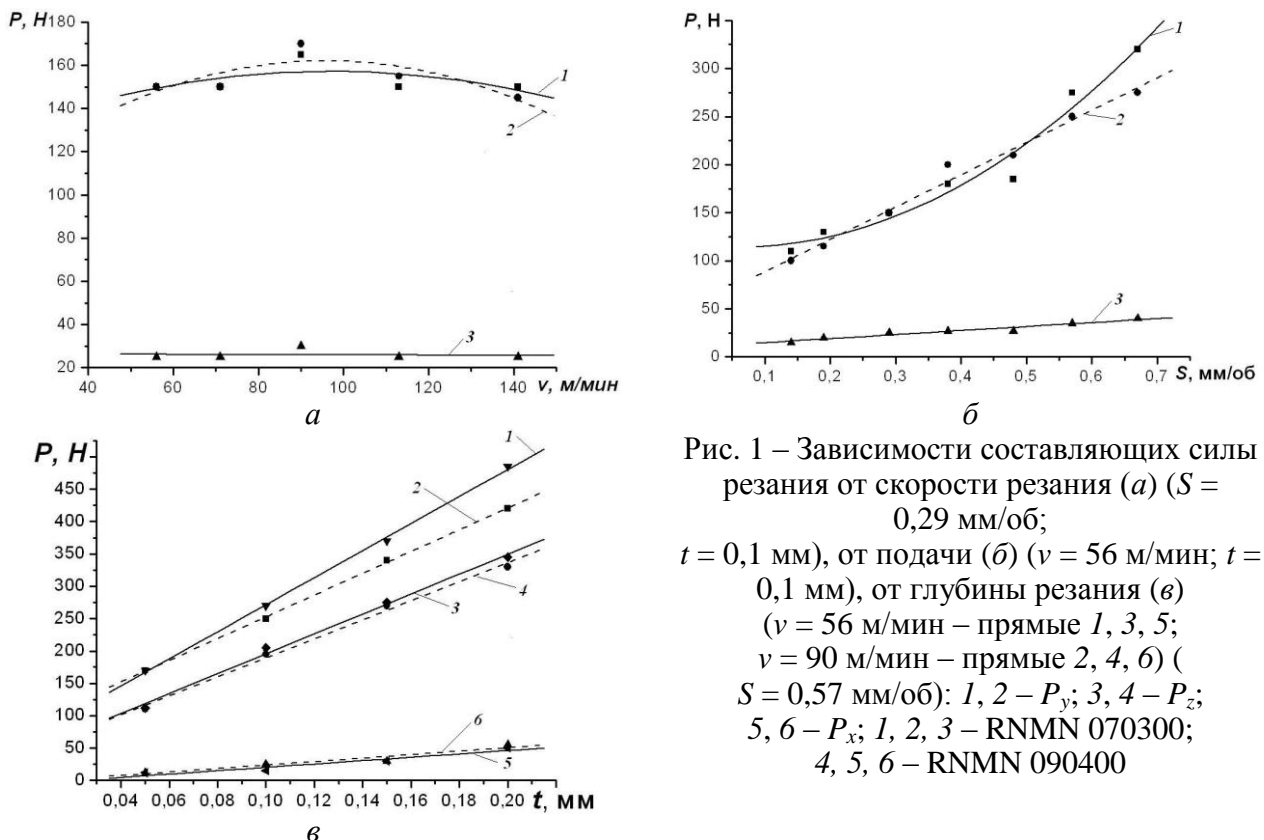


Рис. 1 – Зависимости составляющих силы резания от скорости резания (а) ($S = 0,29$ мм/об; $t = 0,1$ мм), от подачи (б) ($v = 56$ м/мин; $t = 0,1$ мм), от глубины резания (в) ($v = 56$ м/мин – прямые 1, 3, 5; $v = 90$ м/мин – прямые 2, 4, 6) ($S = 0,57$ мм/об): 1, 2 – P_y ; 3, 4 – P_z ; 5, 6 – P_x ; 1, 2, 3 – RNMN 070300; 4, 5, 6 – RNMN 090400

С увеличением подачи и глубины резания составляющие силы резания возрастают, так как увеличивается объем срезаемого слоя обрабатываемого материала. Изменение величины подачи в диапазоне 0,14–0,67 мм/об приводит к значительному росту составляющих силы резания P_y , P_z и относительно слабо влияет на увеличение составляющей силы P_x . Значения сил P_y и P_z увеличиваются примерно в равной степени – до 3-х раз, а сила P_x возрастает не более, чем 30–40 %.

Наибольшее влияние на величину составляющих сил резания при точении деталей из

закаленной стали інструментом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, оказывает глубина резания, что определяется увеличением длины активной части лезвия инструмента. Особенно интенсивно возрастает сила P_y , что обуславливается интенсификацией трения задней поверхности инструмента о деталь. Такая закономерность наблюдается при точении инструментом с различной величиной кривизны передней поверхности (пластины RNMN 070300, RNMN 090400), а также при различных подачах ($S = 0,38$ и $0,57$ мм). При увеличении глубины резания от $0,1$ мм до $0,2$ мм наблюдается рост регистрируемых сил резания в 2 и более раза.

При увеличении скорости резания в диапазоне $55-140$ м/мин не происходит существенного изменения сил резания при обработке со сравнительно невысокими подачами. Незначительное увеличение сил резания наблюдается при $v = 90$ м/мин. С ростом подачи имеет место некоторое снижение сил P_y , P_z при увеличении скорости резания от $v = 56$ м/мин до $v = 90$ м/мин, что, вероятно, обуславливается разупрочнением поверхностного слоя обрабатываемого материала под действием температуры в зоне обработки.

Измерение составляющих силы резания при длительной обработке стали ШХ15 показало, что интенсивность роста составляющей P_y в процессе точения значительно больше, чем составляющей P_z (рис. 2). После 40 мин точения величина силы P_y увеличивается более чем в 4 раза, в то время как P_z – на 20 %. Это определяется характером износа инструмента, который в наибольшей степени проходит по задней поверхности. С ростом величины износа инструмента значительно увеличивается площадь контакта его рабочих поверхностей с обрабатываемым изделием, что определяется увеличенной длиной активной части режущей кромки. Это вызывает интенсификацию трения задней поверхности инструмента о заготовку и рост радиальной составляющей силы резания. Кроме того, при внедрении в обрабатываемую поверхность резцу необходимо преодолеть со стороны своей задней поверхности силы упругопластического противодействия, которые для материалов высокой твердости являются значительными, что также влечет увеличение составляющей силы резания P_y .

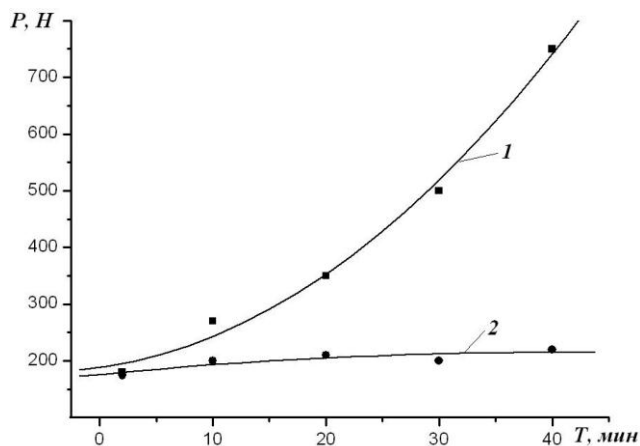


Рис. 2 – Изменение составляющих силы резания от времени резания ($v = 120$ м/мин; $S = 0,38$ мм/об; $t = 0,1$ мм): 1 – P_y , 2 – P_z . RNMN 070300

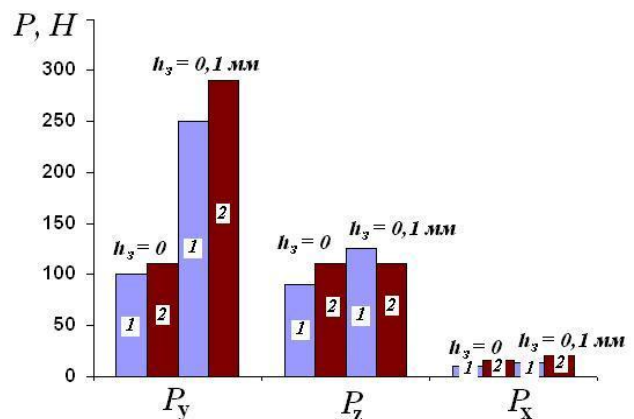


Рис. 3 – Составляющие силы резания в зависимости от износа инструмента ($v = 60$ м/мин; $S = 0,14$ мм/об, $t = 0,1$ мм): 1 – традиционного; 2 – с цилиндрической передней поверхностью. RNMN 070300

При точении закаленной стали ШХ15 инструментом с ПСТМ на основе КНБ ($v = 60$ м/мин; $S = 0,14$ мм/об, $t = 0,1$ мм) с плоской передней поверхностью с увеличением износа инструмента соотношение сил P_z и P_y имеет схожий характер (рис. 3). При точении острозаточенным инструментом значения сил P_z и P_y находятся на уровне 100 Н. С увеличением величины износа до $h_3 = 0,1$ мм сила P_y возрастает до 250 Н, а P_z – на 20 %.

Сравнение составляющих силы резания при обработке инструментом с плоской и цилиндрической передней поверхностями с использованием режущих пластин одного форморазмера (RNMN 070300) показывает, что на начальном этапе обработки значения сил P_y и P_z находятся примерно на одном уровне. При увеличении износа характер соотношения сил P_y и P_z для двух типов инструментов меняется. При точении с износом $h_3 = 0,1$ мм инструментом с цилиндрической передней поверхностью отмечается более высокий уровень силы P_y в сравнении с обработкой традиционным инструментом. Для силы P_z наблюдается обратная тенденция.

При использовании инструмента с цилиндрической передней поверхностью, оснащенного смешанной керамикой на основе оксида величини составляющих силы резания P_y и P_z выше в сравнении с точением инструментом, оснащенный ПСТМ на основе КНБ (рис. 4).

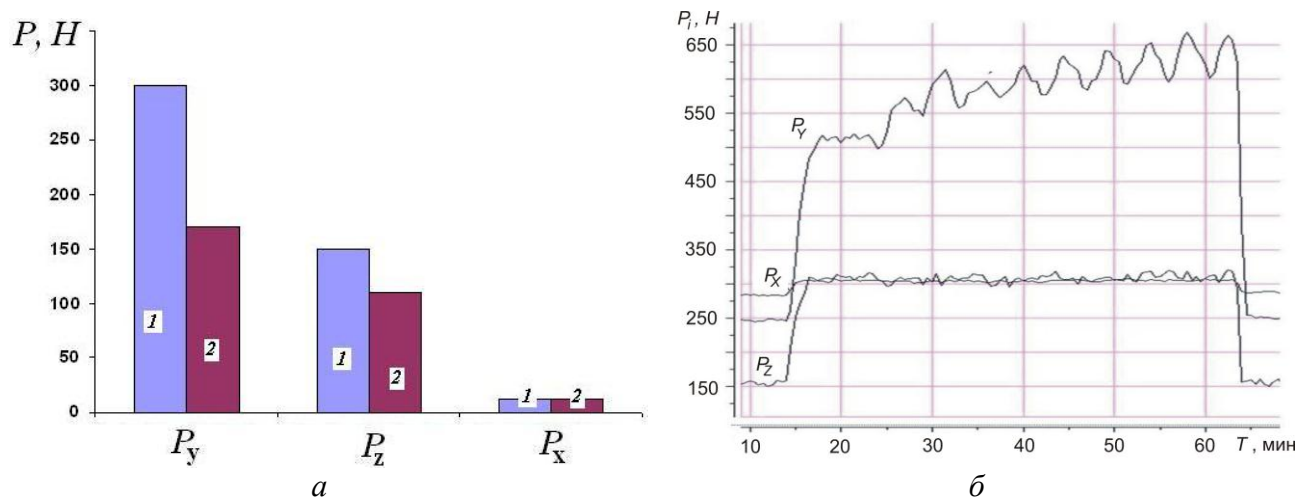


Рисунок 4 – Составляющие силы резания ($v = 113$ м/мин; $S = 0,57$ мм/об; $t = 0,05$ мм) для инструментов с керамикой Al_2O_3 (60%) + TiC (40 %) (1) и ПСТМ на основе КНБ (2) (а) и изменение составляющих силы резания для инструмента с керамикой Al_2O_3 (60%) + TiC (40 %) ($v = 60$ м/мин; $S = 0,29$ мм/об; $t = 0,1$ мм) (б). RNMN 090400

Нужно особенно отметить более высокий уровень радиальной составляющей силы P_y , которая почти в два раза превышает значения имеющие место для инструмента с ПСТМ на основе КНБ. Полученные данные свидетельствуют о том, что использование керамического инструмента с цилиндрической передней поверхностью может привести к возникновению вибраций при интенсификации процесса точения за счет увеличения режимных параметров обработки. Это подтверждается проведенными экспериментами – при точении с глубиной резания $t = 0,1$ мм в диапазоне скоростей 60–100 м/мин в зоне обработки возникают вибрации, что приводит к увеличению амплитуды изменения сил резания (рис. 6), интенсификации износа инструмента и ухудшению качества обработанной поверхности.

Выводы

1. При обработке стали ШХ 15 (60–62 HRC) в диапазоне условий обработки ($S = 0,1$ – $0,7$ мм/об; $t = 0,05$ – $0,25$ мм; $v = 30$ – 150 м/мин) составляющие силы резания находятся в пределах: $P_x = 20$ – 40 Н; $P_y = 100$ – 500 Н; $P_z = 100$ – 400 Н.

2. Характерным для обработки деталей из закаленной стали инструментами с цилиндрической передней поверхностью, оснащенными ПСТМ на основе КНБ, является большее значение составляющей P_y по сравнению с традиционным инструментом, что свидетельствует о более высоком уровне сил на задней поверхности резца, что связано с увеличенной длиной активной части режущей кромки и площадью контакта по задней поверхности инструмента. Интенсивность роста составляющей силы P_y с износом инструмента значительно больше, чем составляющей P_z .

3. Обработка инструментом с цилиндрической передней поверхностью характеризуется более высокими значениями (в 2–4 раза в зависимости от значения глубины резания и подачи) радиальной силы P_y в сравнении с тангенциальной силой P_z , что свидетельствует о ее значительном влиянии на напряженно-деформированное состояние в зоне обработки.

Литература: 1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.; 2. Новиков Н. В., Клименко С. А., Копейкина М. Ю. Перспективы развития процессов лезвийной обработки инструментами, оснащенными ПСТМ (Начало) // Мир техники и технологий. – 2004. – № 8. – С. 40–43; 3. Высокоскоростная обработка: Справ. издание. – М.: Издательство «ИТО», 2002. – 32 с.; 4. Лезвийный инструмент из ПСТМ / С. А. Клименко, Ю. А. Муковоз, М. Ю. Копейкина, Л. Г. Полонский // Инструментальный світ. – 2001. – №10. – С. 17–19; 5. Манохин А. С., Клименко С. А., Мельнийчук Ю. А. Напряженно-деформированное состояние в зоне стружкообразования при чистовом точении деталей из закаленных сталей // Сверхтв. материалы. – 2011. – № 4 (в печати); 6. Мельнийчук Ю. А., Клименко С. А., Манохин А. С. Шероховатость поверхности деталей из закаленной стали при точении инструментом с цилиндрической передней поверхностью // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технологии его изготовления и использования: Сб. науч. тр. – К.: ИСМ НАН Украины, 2010. – Вып. 13. – С. 484–491; 7. Сборный режущий инструмент / С. А. Клименко, Г. И. Рудник, Ю. А. Гончаренко и др. // Авт. св. СССР № 1632639. – 1991. – бюл. № 9

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, к.т.н., проф. ДГМА

ВПЛИВ РЕЖИМІВ ОБРОБКИ НА СИЛИ РІЗАННЯ ПРИ ТОЧІННІ ДЕТАЛЕЙ З ЗАГАРТОВАНОЇ СТАЛІ ІНСТРУМЕНТОМ З ЦИЛІНДРИЧНОЮ ПЕРЕДНЕЮ ПОВЕРХНЕЮ

Мельнийчук Ю.А., Клименко С.А., Манохин А.С.

Наведено результати експериментальних досліджень впливу режимів обробки на складові сили різання при точінні деталей з загартованої сталі інструментом з циліндричною передньою поверхнею, оснащених ПНТМ на основі КНБ. Розглянуто вплив на силу різання зносу інструменту.

THE INFLUENCE OF REGIMES OF MACHINING ON CUTTING FORCES WHEN TURNING OF HARDENED STEEL PARTS WITH TOOL OF CYLINDRICAL RAKE SURFACE

Mel'niichuk Yu.A., Klimenko S.A., Manokhin A.S.

The results are discussed of experimental research of influence of cutting conditions on cutting forces under conditions of hard turning, using tools with cylindrical rake face, equipped with cBN based PSHN. The influence of tool wear on cutting forces has been considered.

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ НА СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ ИНСТРУМЕНТОМ С ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Мельнийчук Ю.А., Клименко С.А., Манохин А.С.

Представлены результаты экспериментальных исследований влияния режимов обработки на силы резания при точении деталей из закаленной стали инструментом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенных ПСТМ на основе КНБ. Рассмотрено влияние на силы резания износа инструмента.

Ключевые слова: режимы обработки, силы резания, закаленная сталь.

Ключеві слова: режими обробки, сили різання, загартована сталь.

Key words: regime of machining, cutting forces, hardened steel.

УДК 621.91

Мановицкий А.С.

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

ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ТОЧЕНИЯ СЛОЖНЫХ ПРОФИЛЕЙ РЕЗЦАМИ, ОСНАЩЕННЫМИ КРУГЛЫМИ ПЛАСТИНАМИ КНБ, В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ИЗНОСА

Введение

Правильный выбор технологических параметров процесса резания обеспечивает высокую работоспособность резцов с механическим креплением режущих пластин типа RNUN 070300 (диаметр пластины 7 мм, толщина 3,18 мм) из плотной модификации поликристаллического кубического нитрида бора (ПКНБ) - киборита, разработанного и изготавливаемого в Институте сверхтвёрдых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины, при точении износостойких материалов. Цилиндрическая форма режущей пластины позволяет обрабатывать сложнопрофильные детали типа тел вращения при условии, что радиусы сопряжений криволинейных образующих впадин профиля обрабатываемой детали больше радиуса самой пластины. Достаточно высокая степень пригодности резцов с круглыми пластинами для обработки широкой гаммы разнопрофильных заготовок существенно способствует расширению их области применения.

Основная часть

Возникновение двух очагов повышенного износа – на границах контакта режущих кромок со снимаемым припуском является особенностью износа резцов из ПКНБ, отмечаемой многими исследователями. Первый очаг образуется на границе контакта главной режущей кромки с поверхностью обрабатываемой заготовки и второй на границе контакта с обработанной поверхностью со стороны вспомогательной режущей кромки, т.е. с выступом формируемой микронеровности. При использовании круглых сменных режущих пластин для сложнопрофильного точения такие очаги повышенного износа формируются на границах контакта пластины с обрабатываемым материалом. Изображение изношенного участка режущей кромки при точении круглым резцом из киборита износостойкого чугуна марки ИЧХ28Н2. приведено на рис. 1.

Режущая вершина пластины цилиндрической формы при обработке деталей сложных профилей перемещается и по образующей профиля, и по самой режущей кромке. Это приводит к тому, что на отдельных участках профиля обрабатываемой детали имеется вероятность совпадения вершины резца с участками повышенного износа, что может приводить либо к отклонениям размера, либо к образованию борозд на обработанной поверхности и, как следствие, вызывать повышение ее шероховатости.

Природа такого изнашивания представляется недостаточно исследованной. Наиболее вероятным представляется механизм изнашивания, в основу которого положена структурная неравновесность ПКНБ, проявляющаяся в его склонности к рекристаллизации в условиях высоких температур, когда более крупнозернистая составляющая аккумулирует дефекты микротрещин. Кроме того, при высоких температурах формируется дополнительное деформационное упрочнение частиц композита, обеспечивающее сохранение высоких механических свойств материала на вершине резца, которая находится в наиболее термически напряженном состоянии [1].

На участках режущих кромок, расположенных на границах с материалом припуска и окружающей средой, наблюдаются большие термические градиенты вследствие интенсивного отвода тепла из зоны резания самим инструментальным материалом, стружкой и деталью, тепловой радиацией в окружающую среду. При этом механическое воздействие обрабатываемого материала также характеризуется высоким перепадом, что на фоне пониженных по сравнению с характерными для оптимальных скоростей резания температур приводит к более интенсивному износу. Иными словами, уровень температуры на краевых

участках режущей кромки не соответствует уровню температуры для оптимальной по максимальной стойкости инструмента скорости резания.

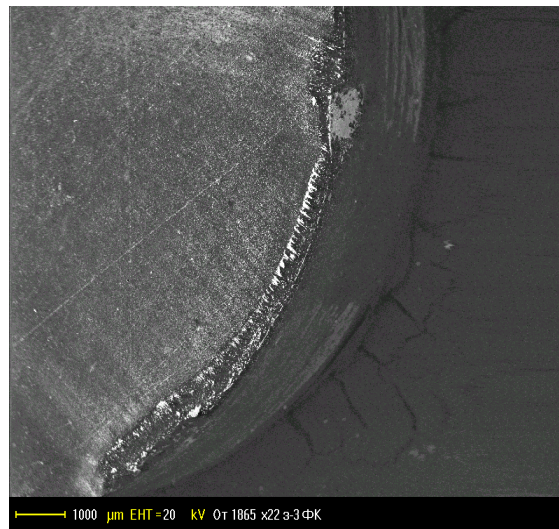


Рис. 1 - Электронно-лучевое изображение изношенного участка режущей кромки при точении круглым резцом из киборита износостойкого чугуна марки ИЧХ28Н2

Дополнительным подтверждением такой природы повышенного износа на границах режущих кромок является неэффективность использования дополнительных СОТС в процессе резания железоуглеродистых сплавов инструментом из ПКНБ, если эти среды не имеют целью пассивацию химического взаимодействия инструментального материала с легирующими элементами обрабатываемых.

Обеспечение таких значений глубины резания и подачи инструмента, при которых изношенные зоны не совпадали бы с условной вершиной круглой режущей пластины, перемещающейся по длине режущей кромки в зависимости от параметров профиля обтачиваемой детали, является основной задачей, при решении которой должна учитываться особенность влияния локально изношенных зон на условия чистовой токарной обработки сложнопрофильных деталей.

Представим условия контактного взаимодействия круглой режущей пластины с профилем детали, как показано на рис. 2.

Обозначим ω угол наклона профиля детали. На участке вхождения резца во впадину (на схеме показано с правой стороны вверху) будем считать угол $\omega_{вх}$ углом входа, а на участке выхода из впадины $\omega_{вых}$ – выхода. Предположим, что угол $\omega_{вых}$ больше ω_1 и глубина резания t на всех участках профиля обрабатываемой детали имеет одинаковое направление, т.е. измеряется в направлении к центру радиуса круглой режущей пластины от вершины резца в точке пересечения касательной к образующей профиля детали и перпендикуляра к этой касательной, проведенного из центра пластины.

Допустим, что зоны повышенного износа, показанные на рис. 1 на краях изношенного участка режущей кромки, локализованы в точке E на рис. 2 (при исходном положении вершины резца в точке O) и в точке C при перемещении резца на величину подачи S , когда центр пластины займет положение в точке O_1 .

При перемещении резца на коническую поверхность, образующая которой наклонена относительно оси вращения обрабатываемой детали на угол ω_1 наклона профиля, вершина резца из точки B перемещается в точку C , что как раз и является одним из неблагоприятных случаев. При обработке «входящей» наклонной образующей профиля обрабатываемого впадины «ручья» с углом наклона профиля к оси вращения детали $\omega_{вх}$ будет справедливым уравнение:

$$\sin \omega_{\text{вх}} = \frac{S}{2r} \quad (1)$$

И, соответственно, при обработке «выходящей» наклонной образующей профиля обрабатываемого впадины «ручья» с углом наклона профиля к оси вращения детали $\omega_{\text{вх}}$ на выходе резца из профиля:

$$\cos \omega_{\text{вх}} = \frac{r-t}{r} \quad (2)$$

где S - подача резца на оборот детали вдоль образующей профиля детали, мм/об; r - радиус при вершине пластины, мм; t - глубина резания, в перпендикуляре к образующей профиля детали, мм.

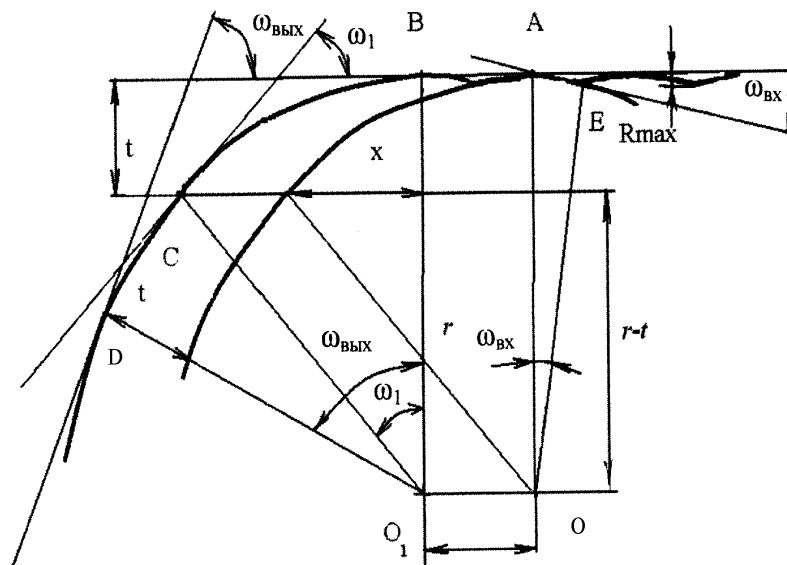


Рис. 2 - Схема для расчета положения изношенных участков при точении резцом, оснащенным пластиной ПКНБ круглой формы

Поскольку углы профиля детали задаются контуром образующей тела вращения и, главным образом, определяются углом наклона профиля детали, а радиус пластины выбирается, исходя из минимального радиуса впадины детали и обе эти характеристики задаются изначально, то решаем уравнения (1) и (2) относительно неизвестных величин S и t .

Принимая во внимание, что рассматриваемые случаи являются неблагоприятными и наличие повышенного износа на вершине резца вызовет искажение профиля, отклонение размера детали и ухудшение шероховатости обработанной поверхности, преобразуем уравнения в неравенства, накладывающие ограничения на искомые значения подачи инструмента вдоль образующей профиля:

$$S \neq 2r(\sin \omega_{\text{вх}}) \quad (3)$$

и глубины резания в перпендикуляре к образующей профиля детали:

$$t \neq r(1 - \cos \omega_{\text{вх}}) \quad (4)$$

Принимая во внимание полученные ограничения, следует назначать подачу и глубину резания не только исходя из требований производительности точения и шероховатости обработанной поверхности, но и с учетом ограничений, накладываемых неравенствами (3) и (4), с целью устранения возможности перемещения наиболее изношенных участков режущих кромок на вершину резца.

Выводы

1. В результате проведенного анализа получено неравенство, накладывающее ограничение на величину глубины резания при точении труднообрабатываемых материалов резцами, оснащенными круглыми пластинами ПКНБ, в зависимости от угла наклона образующей обтачиваемого сложного профиля детали и радиуса режущей пластины, как на входе резца во впадину профиля, так и на его выходе.

2. Установлена зависимость величины подачи от текущего угла наклона образующей обтачиваемого сложного профиля детали из труднообрабатываемого железоуглеродистого материала и радиуса круглой режущей пластины, что позволяет выбирать такие значения подачи, при которых вершина резца не будет находиться в зонах повышенного износа режущей кромки.

Литература: 1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: монография в 6 томах / Под общей ред. Н.В. Новикова.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. Том 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 316 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ТОЧЕНИЯ СЛОЖНЫХ ПРОФИЛЕЙ РЕЗЦАМИ, ОСНАЩЕННЫМИ КРУГЛЫМИ ПЛАСТИНАМИ КНБ, В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ИЗНОСА Мановицкий А.С.

Наличие двух локальных зон повышенного износа на режущей кромке пластины круглого типа из ПКНБ при точении труднообрабатываемых материалов является эффектом, который влияет как на процесс точения, так и на качество обработанной поверхности. Осуществлено определение условий сложнопрофильного точения малопластичных железоуглеродистых сплавов с помощью аналитического метода определения действительного положения вершины резца.

ВИБІР ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ РІЗЦЯМИ, ОСНАЩЕНИМИ КРУГЛИМИ ПЛАСТИНАМИ КНБ, В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ЗНОСУ Мановицький О.С.

Наявність двох локальних зон підвищеного зносу на ріжучій кромці пластини круглого типу з ПКНБ при точінні важкооброблюваних матеріалів є ефектом, що впливає як на процес точіння, так і на якість обробленої поверхні. Здійснено визначення умов складнопрофільного точіння малопластичних залізовуглецевих сплавів за допомогою аналітичного методу визначення дійсного положення вершини різця.

THE OPTION OF PROCESS PARAMETERS DEPENDING OF WEAR WHEN TURNING OF COMPLICATED PROFILES WITH CBN ROUND INSERT CUTTERS Manovytsky O.S.

The presence of two increased local wear areas of round type PCBN cutting insert edge when machining of hard-to-machine materials is an effect which is able to influence both on turning process and on machined surface quality. The determination of boundary conditions of complicated shape turning of low-plastic carbon-ferrous alloys is provided by analytic method based on real cutting point positioning.

Ключевые слова: режущая кромка, ПКНБ, процесс точения, малопластичные железоуглеродистые сплавы.

Ключеві слова: ріжуча кромка, ПКНБ, процес точіння, малопластичні залізовуглецеві сплавами.

Key words: edge, PCBN, turning process, low-plastic carbon-ferrous alloys.

УДК 621.923

Майборода В.С. , Джулий Д.Ю.

НТУУ “Киевский политехнический институт”, г. Киев, Украина

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ В БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРАХ КОЛЬЦЕВОГО ТИПА НА КАЧЕСТВО МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

Вступление

Проблеме финишной магнитно-абразивной обработке (МАО) многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин (МНТП) в последние годы уделяется большое внимание. Это связано с тем, что процесс МАО позволяет выполнять высокопроизводительную обработку комплекта МНТП, обеспечивая высокое качество, определяемое формированием шероховатости рабочих поверхностей с $Ra < 0,1-0,2$ мкм, рациональной микрогеометрией поверхностей, удалением с режущих кромок микроконцентраторов напряжений, которые сформированы на операциях окончательного шлифования, повышением поверхностной твердости на 20-30% [1-6], измельчением блочной структуры тонких поверхностных слоев [7], возможностью формирования радиусов округления режущих кромок правильной формы с заданной величиной радиуса в диапазоне 20-40 мкм.

Качество обработки деталей при МАО в условиях больших рабочих зазоров кольцевого типа [8] и слабых магнитных полей определяется реализацией в процессе обработки трех основных условий [9]. Наиболее существенным, из которых есть наличие соответствующих составляющих скоростей относительного перемещения поверхностей обрабатываемой детали и магнитно-абразивного инструмента (МАИ). Эффективное выполнение указанных условий связано с особенностями перемещения обрабатываемых изделий в зонах активной обработки и особенностями их базирования в зонах обработки. Предварительные исследования и расчеты кинематики процесса МАО МНТП в кольцевой рабочей зоне (рис.1) показали, что максимальные нормальные и тангенциальные скорости находятся в диапазоне углов наклона оправки $\rho = 20-30^\circ$ при угле поворота оправки вокруг собственной оси $\varphi = 45^\circ$ [10,11]. Угол φ влияет на изменение соотношения тангенциальной к нормальной скорости. При увеличении угла φ это соотношение будет увеличиваться, что позволяет обеспечивать лучшие условия для пластического деформирования и наклепывания поверхностного слоя МНТП в результате ударного взаимодействия частиц МАИ с обрабатываемыми поверхностями. В противоположном случае - упрочнение поверхностного слоя может реализовываться в режиме фрикционного взаимодействия [12,13,15].

Известно, что эффективный процесс МАО изделий из твердых сплавов реализуется при использовании МАИ, сформированного из смесей, состоящих из ферромагнитного порошка и добавок алмазной пасты. Приведенные рекомендации по выбору зернистости алмазной пасты [14] относятся в основном к проблеме обеспечения соответствующей производительности и минимальной шероховатости обрабатываемых изделий. Однако влияние указанных характеристик на процесс формирования микрогеометрии режущих кромок МНТП не исследовалось в особенности при формировании радиусов их округления.

На основании изложенного **целью** данной работы была экспериментальная проверка результатов аналитических расчетов и исследование влияния размеров частиц порошковых материалов, формирующих МАИ на эффективность процесса МАО.

Экспериментальные результаты

Первый этап исследований выполнялся на пятигранных твердосплавных пластинках (PNMM120408), изготовленных из сплава ВК8. В исходном состоянии (до МАО) МНТП после спекания подвергались виброабразивной обработке. Передняя и задняя поверхность не шлифовалась. Шероховатость рабочих поверхностей $Ra = 3$ мкм. На режущих кромках имеет место наличие микродефектов в виде микросколов, вырывов, о чем свидетельствует величина $Rz = 16$ мкм. В связи с тем, что исходное качество поверхности и режущих кромок пластин не высокое, для проведения дальнейших исследований была выполнена дополнительная обработка передней и задней

поверхностей вдоль одной из граней МНТП, а именно шлифовка и полировка ($Ra=0,07-0,08$ мкм), что позволило сформировать качественную режущую кромку и в дальнейшем выполнять измерения поверхностной твердости. Процесс обработки был разбит на 8 этапов по 26с каждый - вращение МНТП осуществляли с реверсом вокруг оси кольцевой ванны и вокруг оси оправки в одном направлении по часовой стрелке течение 13с и 13 с против часовой стрелки. Перед проведением эксперимента и после каждого этапа на пластинках измеряли шероховатость задней поверхности, поверхностную твердость, радиус округления кромок. На основании данных предыдущих исследований был выбран угол наклона оправки $\rho=24^\circ$, угол при котором процесс обработки проходит наиболее эффективно. Для получения разного соотношения нормальных и тангенциальных сил, возникающих при МАО по схеме рис.1 угол q изменяли дискретно 0° , 20° и 45° .

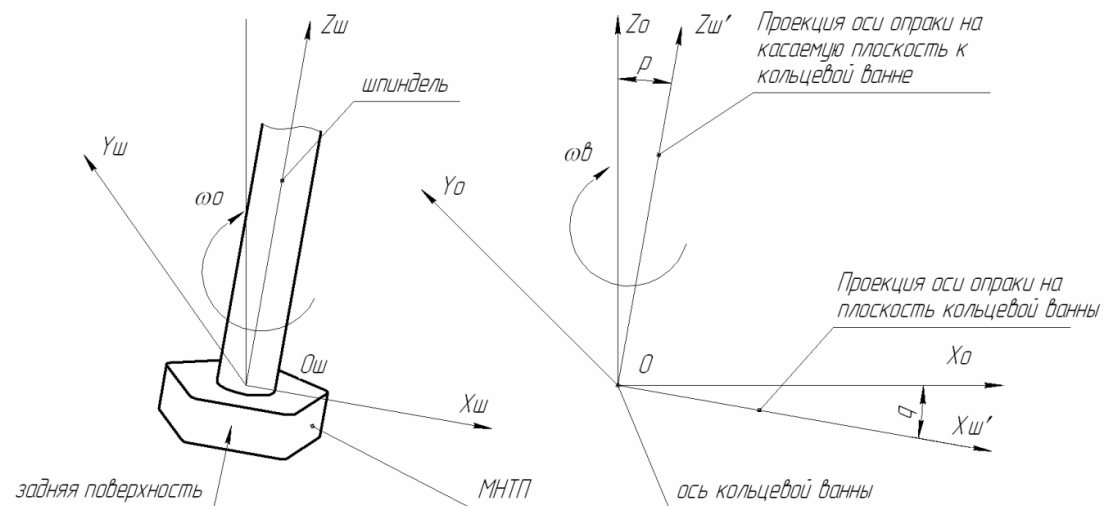


Рис. 1 – Схема МАО МНТП на установке типа кольцевая ванна; ρ – угол наклона оправки, в плоскости, касательной к кольцевой ванне, q – угол поворота оправки вокруг собственной оси, между касательной плоскостью к кольцевой ванне и проекцией оси оправки на плоскость кольцевой ванны.

Для восстановления и лучшего перемешивания магнитно-абразивного порошка (МАП) использовали восстанавливающий элемент, который был противоположно установлен под углом 45° . В качестве магнитно-абразивного материала использовалась смесь дробы чугуной колотой (размером зерен 400/315мкм) с алмазной пастой АСМ (размер зерен 14/10мкм) с добавлением смазывающе-охлаждающей технологической среды Асфол. Скорость вращения оправки вокруг оси кольцевой ванны $\omega_b=200$ об/мин (линейная скорость 2м/с), скорость вращения оправки вокруг собственной оси $\omega_a=300$ об/мин. Индукция магнитного поля в рабочих зазорах соответствовала величине $B=0,23$ Тл.

На Рис. 2-4 представлены результаты экспериментальных исследований.

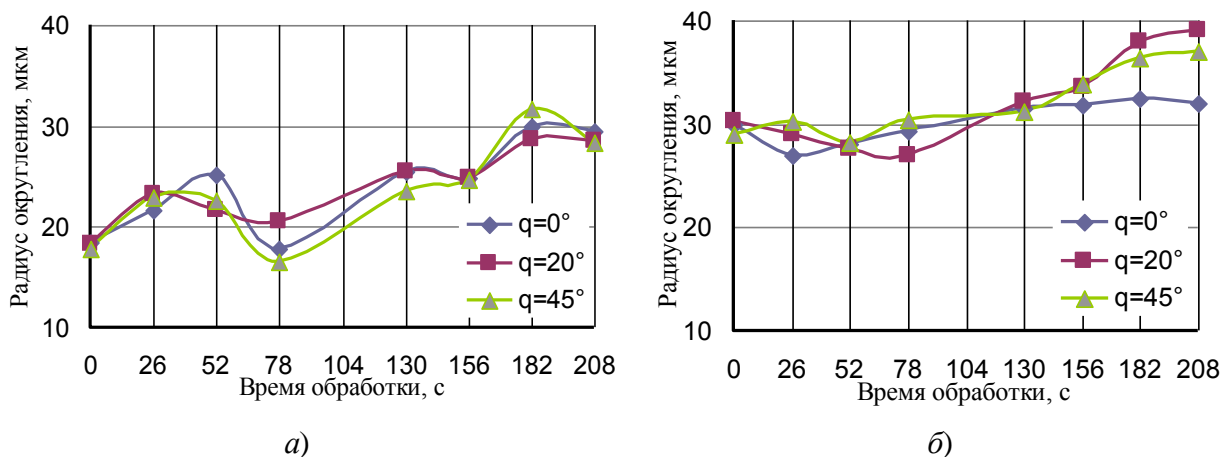


Рис. 2 – Изменение величины радиуса округления режущих кромок в зависимости от времени МАО: а) подготовленная кромка, б) неподготовленная кромка

Показано (рис.2) устойчивое увеличение радиуса округления режущих кромок в исследуемых диапазонах условий MAO. Характер изменения радиусов округления кромок, сформированных дополнительно не обработанными поверхностями при разных значениях угла φ практически одинаковый. Установлено, на всех пластинах имеет место уменьшение радиуса через 70-90с обработки, что, по-видимому, связано с изменением физико-механических характеристик поверхностного слоя материала пластин - удалением и изменением состояния дефектного поверхностного слоя, сформированного на этапах предыдущей обработки МНТП. Максимальные значения радиусов округления формируются через 180с обработки, при чем для условий максимального соотношения тангенциальной к нормальной скорости эта величина максимальная, что подтверждает результаты расчетов [10]. Изменение радиуса округления кромок вдоль граней подвергнутых дополнительной обработке имеет аналогичный характер.

Характер изменения поверхностной твердости в зависимости от времени обработки для всех параметров установки волнообразный (рис.3). Через 70-90 с процесса MAO имеет место первый пик твердости, а после 150с – второй.

Показано, что для исследуемых углов φ амплитуда изменения различная, максимальная для $\varphi=0^\circ$, минимальная для $\varphi=45^\circ$, что объясняется тем, что при $\varphi=0^\circ$ преобладает нормальная составляющая силы, соответственно будет максимальное ударное воздействие и максимальный наклеп, а при $\varphi=45^\circ$ соотношение изменяется в пользу тангенциальной составляющей, соответственно будет преобладать фрикционное взаимодействие [12, 16].

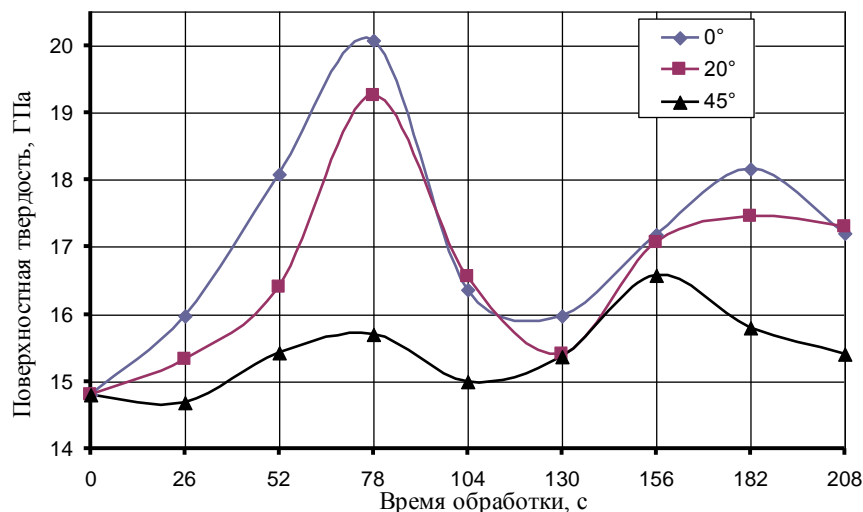


Рис. 3 - Изменение поверхностной твердости МНТП в процессе MAO

Характер изменения шероховатости обработанных поверхностей представлен на рис. 4.

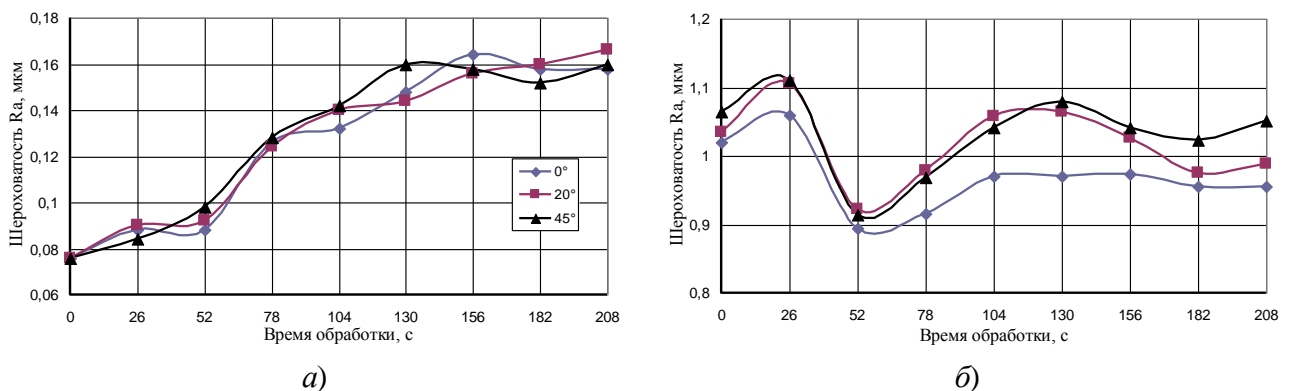


Рис. 4 – Изменение шероховатости задней поверхности МНТП в процессе MAO: а) подготовленная дополнительно поверхность, б) поверхность после виброабразивной обработки.

Установлено, что после 130-160 с обработки шероховатость стабилизируется и при дальнейшей обработке практически не меняется, что подтверждает общие закономерности, характерные для процесса МАО [17,18] Данные закономерности характерны как для необработанных, так и дополнительно обработанных поверхностей. Причем на дополнительно обработанных поверхностях получено реальное значение шероховатости, которую можно сформировать используемым в проведенных исследованиях МАИ [14]. Характер изменения шероховатости на неподготовленной поверхности имеет волнообразный вид, аналогично данным, полученным при контроле поверхностной твердости, с той лишь разницей, что волнообразный процесс находится в противофазе к поверхностной твердости, что подтверждает результаты исследований, приведенные в [1,5,19]. Показано, что при росте твердости шероховатость увеличивается, а при ее уменьшении, соответственно, растет.

В процессе МАО в поверхностных слоях деталей происходит активное накопление дефектов, что приводит к росту поверхностной твердости. Когда концентрация дефектов становится достаточно высокой, повышается вероятность образования микротрещин в тонком приповерхностном слое, в результате чего, в последствии, приводит к диспергированию частиц с поверхности. При этом удаляется тонкий дефектный слой, происходит частичное его разупрочнение и твердость снижается. В результате подобного механизма изменения свойств поверхностного слоя возможно уменьшение радиуса округления кромок, происходит активизация процесс полирования и шероховатость снижается.

Отметим, что важным фактором является наследственность обработки. Именно данный факт позволяет объяснить то, что не удалось достичь улучшения шероховатости виброабразивно обработанной поверхности при МАО не изменяя размеров МНТП.

На втором этапе исследований анализировали влияние размеров частиц порошковых материалов, формирующих МАИ на эффективность МАО. Для экспериментальных исследований использовались твердосплавные пластинки без покрытия фирмы SECO, (SEAN 1203AFTN-M14-K), изготовленные из кермета марки НХ. Аналогично с первым этапом контролировали поверхностную твердость, радиус округления режущих кромок и шероховатость поверхностей МНТП. Процесс обработки был разбит на 4 этапа по 2мин. каждый. При этом одну минуту пластинка вращалась за часовой стрелкой вокруг оси оправки, а вторую – против, вращение вокруг оси кольцевой ванны в обоих случаях было против часовой стрелки. Использовался восстанавливающий элемент, который был установлен в том же направлении под углом 60° к горизонтали. Углы установки пластин равны: $p=40^\circ$, $q=10^\circ$. Индукция магнитного поля в рабочем зазоре $B=0,23\text{Тл}$. При МАО для формирования МАИ использовали две смеси МАП: смесь дроби чугуной колотой (размер зерен 400/315мкм, частицы равноосные) с алмазной пастой АСМ (размер зерен 14/10мкм) и смесь дроби чугуной колотой (размер зерен 200/100мкм, частицы равноосные) с алмазной пастой АСМ (размер зерен 3/2+2/1мкм).

На рис. 5 представлено изменение радиуса округления режущих кромок в зависимости от времени МАО МАИ различного состава. Показано, что радиус округления режущих кромок при МАО увеличивается. При использовании МАП большой зернистости, на начальном этапе обработки имеет место более активное округление кромок, чем при использовании мелкого МАП, а через 300-360 интенсивность округления снижается, в то время, как мелкий МАП обеспечивает равномерное притупление кромок с одинаковой скоростью. Это объясняется тем, что при меньшей величине алмазных зерен имеет место большая их концентрация на поверхности магнитного наполнителя и, соответственно, процесс обработки идет более активно и стабильно, обеспечивая равномерную обработку.

Аналогично ранее полученным результатам характер изменения поверхностной твердости волнообразный, с той лишь разницей, что первый пик твердости характерен для времени МАО 100-140 с. При использовании порошка меньшей зернистости амплитуда изменения величины поверхностной твердости более существенна, а при использовании крупного порошка величина твердости в начале обработки растет, принимает максимальное значение, а потом практически не изменяется. В конечном итоге, после обработки величина твердости в обоих случаях практически одинакова и превышает исходную на 13-14%.

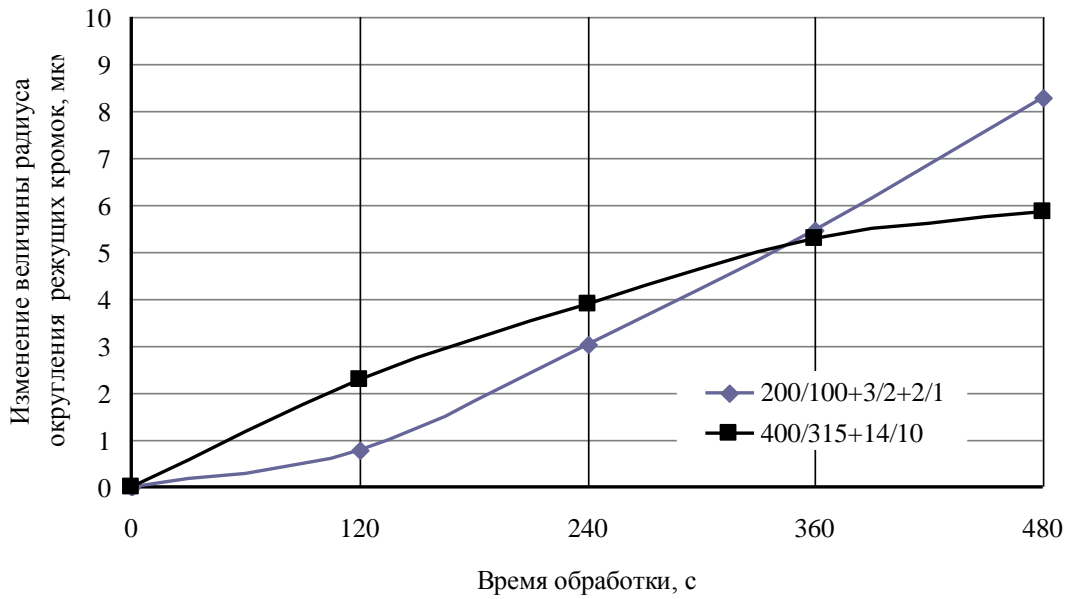


Рис. 5. Изменение величины радиуса округления режущих кромок в процессе МАО.

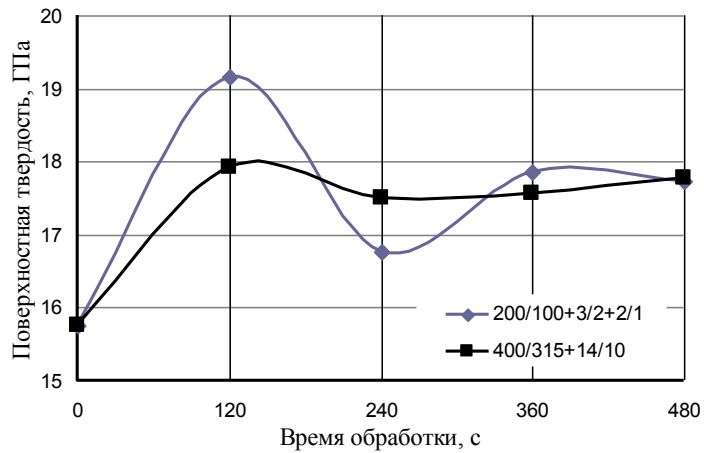


Рис. 6 – Изменение поверхностной твердости после МАО различными порошками

В результате МАО с рабочих поверхностей МНТП и режущих кромок удаляются микронеровности характерные для шлифования (рис. 7). Шероховатость поверхности через 200с обработки стабилизируется и соответствует величине, характерной для заданных условий обработки – при использовании МАИ, сформированного из мелкого МАП $Ra=0,06-0,07\mu\text{м}$, а при использовании крупного, соответственно, $Ra=0,1-0,11\mu\text{м}$.

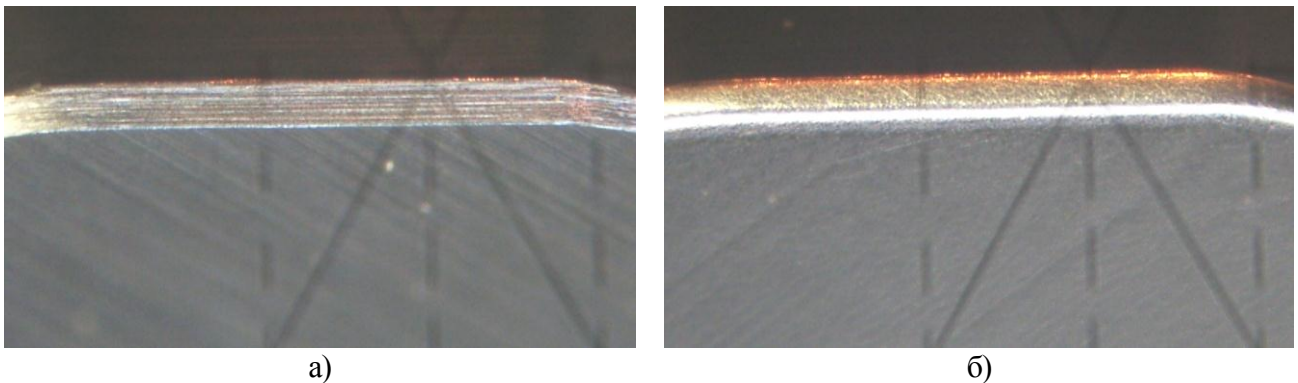


Рис. 7 – Внешний вид режущих кромок МНТП до (а) и после (б) МАО.

Внешний вид поверхности до и после МАО при увеличении $\times 290$ приведен на рис. 8. После обработки на поверхности отсутствует регулярный микрорельеф, имеют место хаотически расположенные риски, различной величины и глубины. При использовании мелкого алмазного порошка микроцарапины короткие и не глубокие, а для крупного, соответственно, более глубокие и протяженные.

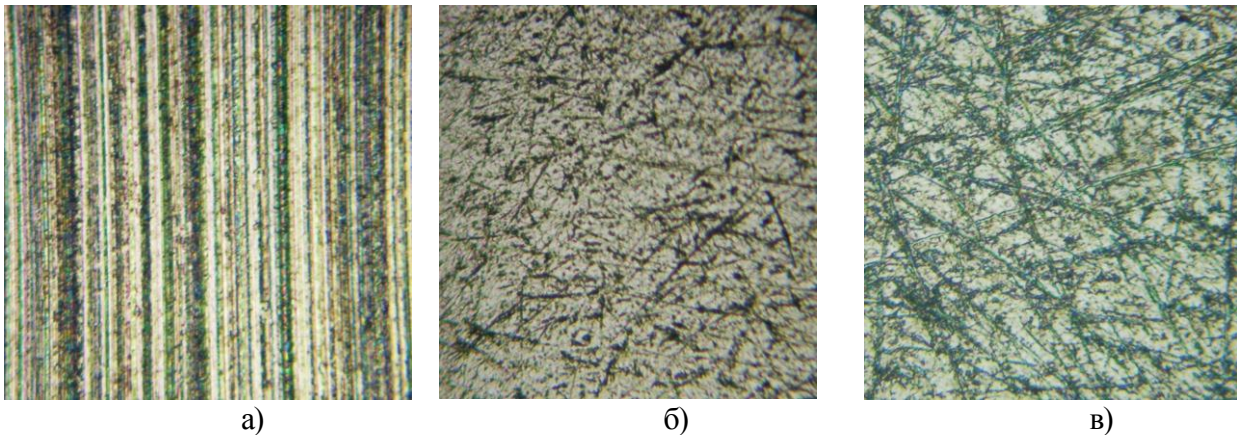


Рис. 8 – Поверхность пластин до МАО - (а), после МАО порошком ДЧК (200/100 мкм) +АСМ(3/2+2/1мкм) – (б), после МАО порошком ДЧК (400/315 мкм) +АСМ(14/10мкм) – (в).

Выводы

Доказано, что на эффективность МАО большое влияние оказывают величины и соотношения составляющих тангенциальных и нормальных сил, возникающих при МАО в условиях обработки на установках типа кольцевая ванна. Варьирование указанными параметрами установки МНТП в рабочих зазорах позволяет управлять характеристиками процесса МАО. Показано, что рациональными условиями базирования деталей в рабочих зонах будут угол наклона оправки $\rho=20-30^\circ$, угол поворота оправки вокруг вертикальной оси, параллельной оси кольцевой ванны $q=20-30^\circ$. При указанных значениях углов на деталь действует оптимальное соотношение тангенциальной к нормальной сил, возникающих при МАО, имеет место равномерное и стабильное увеличение радиуса округления режущих кромок до заданных размеров, улучшение микрогеометрии. При этом формируется повышенная поверхностная твердость пластинок до $HV=17,5$ ГПА, снижается шероховатость рабочих поверхностей МНТП. Полученные результаты явились полным подтверждением данных аналитических расчетов. Установлено, наиболее эффективная МАО выполняется при использовании для формирования магнитно-абразивного инструмента смеси дроби чугунной колотой (размер зерен 200/100мкм) с алмазной пастой (размер зерен 3/2+2/1мкм).

Литература: 1. Кобчиков В.С. Технология магнитно-абразивного полирования изделий из твердых сплавов. Автореф. ... канд.техн.наук. Л.:ЛПИ, 1983 – 16с. 2. Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дис. ...канд.техн.наук. – Київ, 2006. – 160с. 3. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 1.Влияние условий базирования режущих пластин в рабочих зонах на эффективность процесса обработки./В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, Б.М.Фесюн и др.//Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.6(154). – Донецьк: ДонНТУ, 2009. – С.157-165. 4. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 2. Формирование заданной шероховатости рабочих поверхностей режущих неперетачиваемых твердосплавных пластин./В.С.Майборода, В.Н.Гейчук, Е.С.Клишты //Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.7(166).–Донецьк: ДонНТУ, 2010. – С.82-90. 5. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных

неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 3. Влияние обработки на изменение поверхностной твердости рабочих поверхностей и характер округления режущих кромок неперетачиваемых пластин. / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулий, Е.С. Клишта // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ, вип. 26, 2010. – С. 141-147. **6.** Майборода В.С. Вплив магнітно-абразивного оброблення на якість змінних твердосплавних пластин / В.С. Майборода, О.М. Климов, Л.Г. Дюбнер // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ, вип. 26, 2010. – С. 19-26. **7.** Майборода В.С. Магнітно-абразивна обробка твердосплавних елементів бурових доліт / В.С. Майборода, Т.М. Капушак // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип. 3, 2006. – С. 62-81. **8.** Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисертація ... докт. техн. наук. – Київ, 2001. – 404 с. **9.** Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту сформованого з сумішей порошоків // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип. 6, 2009. – С. 144-159. **10.** Майборода В.С. Аналіз умов магнітно-абразивного оброблення багатограних неперето-чуваних твердосплавних пластин при їх довільному розташуванні в робочих зонах установки типу кільцева ванна. / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулий // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету ім. М. Остроград-ського. 2008.- №1(48), частина 2. – С. 22-28. **11.** Гейчук В.М. Кінематика магнітно-абразивної обробки багатограних непереточуваних твердосплавних пластин в магнітній системі типу "кільцева ванна" / В.М. Гейчук, В.С. Майборода // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип. 8, 2010. – С. 41-76. **12.** Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с. **13.** Власов В.М. Работоспособность упроченных трущихся поверхностей. – М.: Машиностроение, 1987. – 307 с. **14.** Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. – М.: Металлургия, 1990. – 176 с. **15.** Жарский И.М. Технологические методы обеспечения надежности деталей машин. учеб. пособие / И.М. Жарский, И.Л. Баршай, Н.А. Свидинович и др. – Мн.: Выш. шк., 2005. – 299 с. **16.** Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. – Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с. **17.** Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 328 с. **18.** Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин. – К.: Техника, 1989. – 177 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ В БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРАХ КОЛЬЦЕВОГО ТИПА НА КАЧЕСТВО МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

Майборода В.С., Джулий Д.Ю.

Выполнены исследование влияния параметров установки и размеров частиц магнитно-абразивного порошка на характеристики магнитно-абразивной обработки (МАО) многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. Показано, что эффективная обработка обеспечивается при углах p и $q=20-30^\circ$ и использовании смесей порошков из дробы чугуна (200/100мкм) и АСМ (3/2+2/1мкм). После МАО с поверхности удаляются регулярно расположенные микронеровности, характерные для операции шлифования, не менее чем на 13% повышается поверхностная твердость, снижается шероховатость рабочих поверхностей, осуществляется регулируемое формирование радиусов режущих кромок величиной до 30мкм.

ВПЛИВ УМОВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ В ВЕЛИКИХ РОБОЧИХ ЗАЗОРАХ КІЛЬЦЕВОГО ТИПУ НА ЯКІСТЬ БАГАТОГРАННИХ НЕПЕРЕТОЧУВАНИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН

Майборода В.С., Джулія Д.Ю.

Виконано дослідження впливу параметрів установки та розмірів частинок магнітно-абразивного порошку на характеристики магнітно-абразивної обробки (МАО) багатограних непереточуваних твердосплавних пластин в умовах великих робочих зазорів. Показано, що ефективна обробка забезпечується при кутах p і $q = 20-30^\circ$ та використанні сумішей порошків з дробу чавунної колотої (200/100мкм) та АСМ (3 / 2 +2 / 1мкм). Після МАО з поверхні видаляється регулярно розташовані микронерівності, характерні для операції шліфування, що не менш ніж на 13% підвищується поверхнева твердість, знижується шорсткість робочих поверхонь, здійснюється регульоване формування радіусів ріжучих крайок величиною до 30мкм.

INFLUENCE OF MAGNETIC-ABRASIVE PROCESSING IN BIG WORKING GAP RING-TYPE IN AS A PROTEAN CUTTING CARBIDE TIPS

Maiboroda V., Julie D.

To study the effect of installation options and the particle size of magnetic abrasive powder on the characteristics of magnetic-abrasive treatment (MAO) polyhedral carbide tips in a large working gaps. It is shown that effective treatment is provided at the corners p and $q = 20-30^\circ$ and the use of powder mixtures of iron shot chopped (200/100mkm) and AFM (3 / 2 +2 / 1 m). After the MAO from the surface is removed regularly arranged microscopic characteristic of the grinding operation, not less than 13% higher surface hardness, reduced surface roughness of working surfaces, controlled by the formation of the radii of the cutting edges of up to 30MKM.

Ключевые слова: Магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивный порошок, эффективность обработки, шероховатость, поверхностная твердость, режущая кромка, твердый сплав режущие пластины.

Ключові слова: Магнітно-абразивна обробка, магнітно-абразивний порошок, ефективність обробки, шорсткість, поверхнева твердість, ріжуча кромка, твердий сплав різальні пластины.

Key words: Magnetic-abrasive machining, magnetic abrasive powder, processing efficiency, surface roughness, surface hardness, cutting edge, hard alloy, cutting plates.

УДК 621. 9. 02

Клименко Г.П., Денисова А.О.
ДГМА, г. Краматорск

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАЧЕСТВА СБОРНЫХ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ

Введение

Эффективность металлообработки в значительной степени определяется качеством режущего инструмента, повышение уровня которого приводит к повышению производительности и к экономии инструментальных материалов.

Для количественной оценки качества сборных твердосплавных фрез был использован квалиметрический подход, который позволил сравнивать уровень качества различных конструкций сборных фрез, работающих в одинаковых условиях, а также выявить пути повышения качества инструмента [1, 2].

Разработана иерархическая система свойств, составляющих качество фрез, состоящая из свойств, расположенных на пяти уровнях. Самый нижний уровень состоит из простых свойств, характеристики которых определялись по результатам производственных испытаний фрез в условиях ЗАО НКМЗ, а также на основании статистических данных о работе инструмента в тех же условиях. Количественной характеристикой уровня качества единичных свойств, являлась «оценка», представляющая собой отношение показателя качества оцениваемой конструкции к аналогичному показателю конструкции, принятой за эталон. Комплексные свойства качества фрез рассматривались на трех стадиях: проектирования, изготовления и эксплуатации (рис.1).

Уровень качества комплексных свойств, вплоть до качества в целом, определялся как математическая свертка оценок свойств более низкого уровня с учетом их весомостей (степени важности), определенных экспертным методом [1].



Рис. 1 – Структура комплексных свойств, составляющих качество сборной фрезы

Основная часть

Цель настоящей работы – повышение качества многолезвийного инструмента за счет выбора рационального инструментального материала.

Экспертная оценка показала, что наиболее важными свойствами качества фрез являются надежность и износостойкость режущих пластин [3]. При работе многолезвийного инструмента, например, сборных торцовых фрез, отказ одного зуба не приводит к потере работоспособности инструмента. В производственных условиях часто эксплуатируют инструмент до полного его отказа, что приводит к резкому снижению безотказности и долговечности инструмента. Целесообразный уровень надежности определяется, исходя из его оптимизации по двум экономическим критериям: себестоимость обработки деталей инструментом и эксплуатационные расходы. Для обеспечения целесообразного уровня надежности, который для торцовых фрез находится в диапазоне 0,82 – 0,95, получены математические модели для расчетов показателей надежности для различных стратегий замены отказавших элементов сборного режущего инструмента.

Пусть инструмент с числом зубьев Z заменяют (восстанавливают работоспособность) при m безотказно работающих зубьях.

Если фреза считается работоспособной до выхода из строя всех зубьев, то с точки зрения надежности она представляет собой параллельную систему. Если предположить, что безотказность фрезы обеспечена при отказе $(z-m)$ зубьев, то режущий инструмент можно представить как систему с резервированием, так как при работе всех зубьев инструмента они находятся примерно в одних условиях, а при отказе одного зуба остальные принимают на себя его нагрузку. При этом интенсивность расхода ресурса резервных элементов до момента выхода из строя хотя бы одного зуба значительно ниже. Если предположить, что надежности всех зубьев равны, то вероятность безотказной работы фрезы определится:

$$R_{\phi} = 1 - [1 - R_z^z]^{m+1}$$

где R_z - вероятность безотказной работы каждого зуба. Отсюда число безотказно работающих зубьев фрезы для обеспечения рационального уровня надежности всей фрезы R_{ϕ} :

$$m = \frac{\log[1 - R_{\phi}(t)]}{\log[1 - R_z^z]} - 1 \quad (1)$$

Так, если необходимо обеспечить уровень надежности фрезы $R_{\phi}=0,95$ при надежности каждого зуба $R_z=0,9$, используя выражение (1), определим, что замену фрезы с $z=10$ необходимо производить при 4х отказавших зубьях.

Для исследования износостойкости были проведены испытание торцовых фрез с разными пластинами в условиях ЗАО НКМЗ. Данные фрезы применяются на станках фрезерно-расточной группы, например, горизонтально-расточной станок TOS Warns Dort, который расположен в цехе. Проверялись на износостойкость фрезы с пластинами фирмы Seco, Ceratizit, Taegu Tec, Iscar, ZCC CT, Sandvik Coromant.

В результате получены реализации износа для пластин, изготовленных разными фирмами-изготовителями.

Условия испытаний приведены в таблицах 1, 2, 3.

Таблица 1

Условия испытаний торцовых фрез $z = 4$

Станок	Обрабатываемая деталь, НВ	Режущий инструмент	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				
				t, мм	S_z , мм/зуб	$S_{мин}$, мм/мин	V, м/мин	n, об/мин
Горизонтально-расточной TosWarns Dorf	Сталь 7ХГ2ВМ, НВ 270	Фреза R 217.69-03032-16, z=3	24	3	0,18	970	180	1800

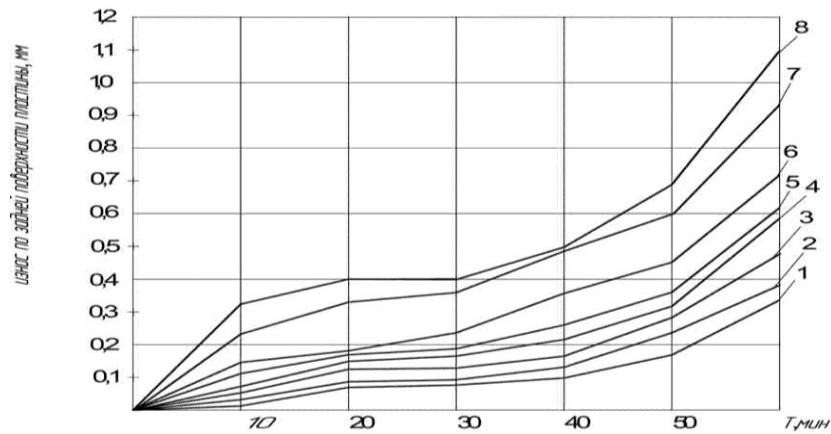


Рис.2 – Результати порівняльних випробувань торцевих фрез $z = 4$: 1,3 – пластини фірми Seco; 2, 4 – пластини фірми Ceratizit; 5 – пластини фірми Taegu Tec; 6, 7 – пластини фірми Iskar; 8 – пластини фірми ZCC CT.

Таблиця 2

Умовля випробувань твердосплавних торцевих фрез $z=3$ при фрезеруванні площини с уступом

Вид обработки	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				Средний период стойкости, мин
		t, мм	S_z , мм/зуб	$S_{мин}$, мм/мин	V, м/мин	
Фрезерование уступа	3	4	0,22	1320	200	69
Фрезерование плоскости	26	3	0,22	1320	200	

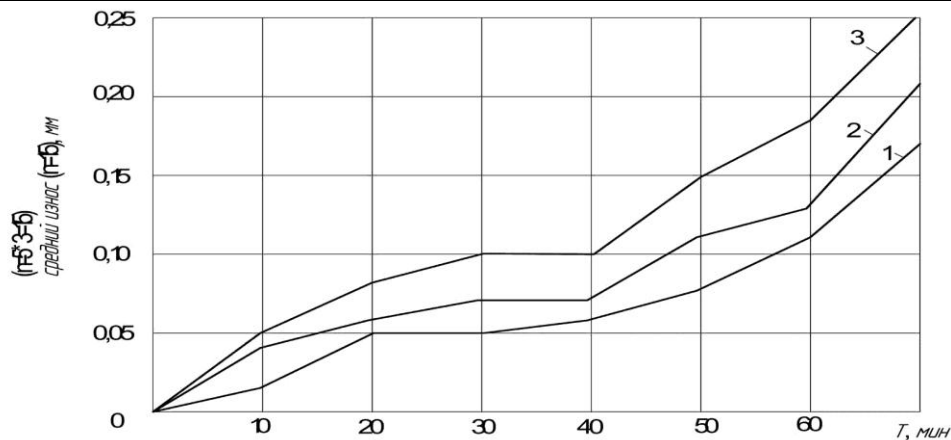


Рис.3 – Результати порівняльних випробувань износоустойчивости торцевых фрез с пластинами разных фирм для фрезерования уступов (Сталь 20X, HB 200): 1 – пластини фірми Seco APMX 160408TR – M14T350M ; 2 – пластини фірми Iskar APKT 1604PDR – 76 IC928; 3 – пластини фірми Sandvik Coromant APMT 160408 – M4240.

Таблиця 3

Умовля випробувань пластин при фрезеруванні площини

Вид обработки	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				Средний период стойкости, мин
		t, мм	S_z , мм/зуб	$S_{мин}$, мм/мин	V, м/мин	
Фрезерование плоскости	24	3	0,18	970	180	44

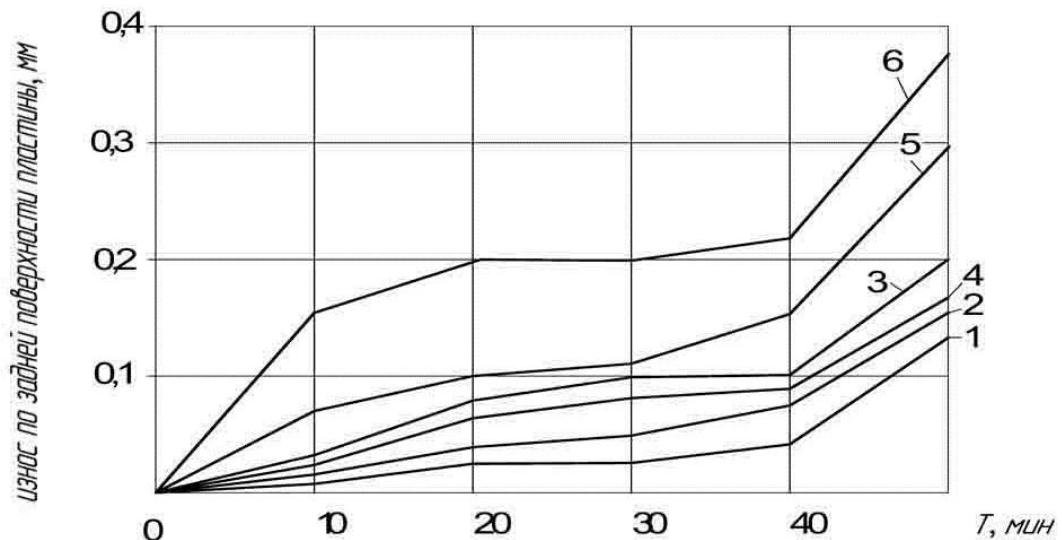


Рис. 4 – Реализация износа пластин (Фрезерование плоскости, $B=24$ мм, $t=3$ мм, $S_z=0,18$ мм/зуб, $S_{мин}=970$ мм/мин, $V=180$ м/мин, режущий инструмент Фреза R 217.69 – 03032 – 16, $z=3$): 1 – пластины фирмы Seco; 2 – пластины фирмы Ceratizit; 3 – пластины фирмы Ceratizit ; 4 – пластины фирмы Taegu Tec; 5 – пластины фирмы Iscar; 6 – пластины фирмы ZCC CT.

Результаты испытаний показали, что для фрез с числом зубьев равным трем при фрезеровании плоскости наименьший износ показали пластины фирмы Seco, Taegu Tec и Ceratizit. У пластин этих фирм разница износостойкости незначительна. Фрезы, оснащенные пластинами фирм Iscar и ZCC CT показали наибольший износ.

При фрезеровании уступов торцевыми фрезами с числом зубьев $Z=3$ наименьший износ наблюдался у фрез с пластинами фирмы Sandvik Coromant, а наибольший износ у пластин фирм Seco, Iscar.

При фрезеровании торцевой фрезой с $Z=4$ максимальный износ – у пластин ZCC CT, а наименьший у пластин фирм Seco, Iscar, Ceratizit, Taegu Tec.

Выводы

Исследования свойств, составляющих качество торцевых фрез показали, что важнейшими свойствами являются их надежность и износостойкость. Получены математические модели для расчета уровня надежности сборных фрез и обоснования стратегии замены режущих элементов. Сравнительные испытания фрез в производственных условиях, оснащенных пластинами твердого сплава, изготовленными разными фирмами-изготовителями, показали, что наибольшая износостойкость у пластин фирм Sandvik Coromant, Ceratizit, Seco.

Литература: 1. Клименко Г.П. Основы рациональной эксплуатации режущего инструмента. – Краматорск, ДГМА, 2006. – 200с. 2. Клименко Г.П. Вероятностный подход к оценке износа и разрушений режущего инструмента/Г.П. Клименко, А.Ю. Андронов, Н.А.Ткаченко//Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб.наук.праць. – Краматорськ – Київ: ДДМА, 2006. – Вип.20. – С.8-12. 3. N.S.Ravska Cutting tool wear heavy lathe/ N.S.Ravska, G.P. Klymenko, M.A. Tkachenko//Energy and environmental aspects of tribology. – Cracow: AGH University of Science and technology, 2010. – с. 137 – 147. 4. Клименко Г.П. Определение надежности концевых фрез сборной конструкции/ Г.П. Клименко , А.В.Хоменко, К.С Чабан //Надежность инструмента и оптимизация

технологических систем. – Краматорск, вып №26,2010. – 63-67. **5.** Клименко Г.П. Повышение надежности технологической системы при механообработке на тяжелых токарных станках/ Г.П. Клименко , А.Ю. Андронов //Сучасні технології в машинобудуванні. – с56. Вип. 3. – Харків: НТУ «ХНІ»,2009. – с. 49-54. **6.** Клименко Г.П. Определение показателей стабильности процесса обработки деталей на тяжелых станках/ Г.П. Клименко ,А.В.Хоменко// Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ «ХНУ»,2009. – Вып 77. – с. 95-101.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ВИЗНАЧЕННЯ ЯКОСТІ ЗБІРНИХ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ

Клименко Г.П., Денисова А.О.

Розроблена ієрархічна система властивостей, що складає якість багатолезових збірних інструментів. На основі експериментів досліджена зносостійкість фрез з пластинами, виготовленими різними фірмами. Розроблені математичні моделі надійності торцевих фрез.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАЧЕСТВА СБОРНЫХ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ

Клименко Г.П., Денисова А.О.

Разработана иерархическая система свойств, составляющих качество многолезвийных сборных инструментов. На основе экспериментов исследована износостойкость фрез с пластинами, изготовленными разными фирмами. Разработаны математические модели надежности торцевых фрез.

DETERMINATION OF THE QUALITY TEAMS OF FACE SOLID CUTTERS

Klimentko G.P., Denisova A.O

Developed a hierarchical system of properties, which makes together multiblade modular instruments. On the basis of experiment investigated the wear cutters with blades, which are manufactured by different firms. Developed the mathematic models of face milling cutter reliability.

Ключові слова: ієрархічна система властивостей, якість, багатолезові збірні інструменти.

Ключевые слова: иерархическая система свойств, качество, многолезвийные сборные инструменты.

Key words: hierarchical system of properties, quality, multiblade modular instruments

УДК 621.9

Клименко С.А., Манохин А.С.

Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

Введение

Температура в зоне резания определяет механизм изнашивания и период стойкости инструмента, ограничивает производительность обработки, оказывает значительное влияние на качество обработанной поверхности: шероховатость, напряженное, структурное состояние и фазовый состав материала поверхностного слоя изделий. Определение зависимости средней температуры резания в общем случае дает возможность прогнозировать стойкость режущего инструмента и, за счет оптимизации режимов обработки, обеспечить рациональные условия его эксплуатации. Существующие методы определения температуры в зоне резания можно разделить на пять основных групп:

- аналитические методы;
- численные методы (моделирование);
- непрямые методы;
- методы непосредственного измерения;
- бесконтактные методы.

Аналитические методы (метод Фурье, метод интегральных преобразований и функций Грина) позволяют описать распределение температурных полей, но при этом ограничены заложенными в их основу теоретическими положениями и представлениями о механизме формирования тепловых потоков в зоне резания.

Моделирование с применением метода конечных элементов также позволяет получить информацию о температурных полях, однако, в настоящее время результаты модельного МКЭ прогнозирования температурных параметров процесса резания зачастую характеризуются существенными погрешностями.

Непрямые методы (метод использования легкоплавких веществ, термокрасок) являются весьма приближенными и используются в случае, если применение других способов невозможно.

Методы непосредственного измерения температуры включают в себя измерения с помощью термпар и термоиндикаторов. Отличаясь высокой точностью и достоверностью полученных данных эти методы обладают и рядом недостатков: инерционностью, невозможностью использования естественной термопары для ряда инструментальных материалов. Кроме того, полученные данные характеризуют температуру в локальной области.

Анализируя отмеченные методы нужно отметить, что зачастую они либо не обладают достаточной точностью и достоверностью, либо не позволяют получить полную картину величин и распределения температур в зоне резания.

Необходимо отметить, что экспериментальное исследование температурных полей в зонах контакта инструмента с обрабатываемым материалом в реальных условиях является крайне сложной задачей ввиду малых размеров контактных площадок, больших значений давлений и быстротечности протекающих в зоне резания явлений. В тоже время, более детальное изучение теплофизических эффектов в контактных зонах крайне важно для понимания причин обуславливающих изнашивание инструментов, особенно в случаях, когда износ сопровождается образованием продуктов химического взаимодействия контактирующих материалов [1], диффузионным массопереносом и другими явлениями характерными для обработки в условиях высоких температур.

Задача более точной оценки температуры в зоне резания может быть решена с использованием бесконтактных способов измерения.

Настоящая работа посвящена анализу экспериментально полученных данных о реальных температурах в зоне резания, полученных при бесконтактной оценке.

Результаты исследований и их обсуждение

В работе [2] применена оригинальная бесконтактная методика, позволяющая в режиме in-situ определять величины и температуры на контактном участке, а также распределение температуры по поверхности стружки, прилегающей к передней поверхности инструмента.

С этой целью в отверстии твердосплавного инструмента в районе зоны контакта на расстоянии 0,1 мм от режущей кромки резца было помещено алмазное «окно» толщиной 0,5 мм. После этого на режущую пластину наносилось CVD покрытие (толщина 5 мкм). Инфракрасное излучение с пятна контакта на передней поверхности инструмента в процессе резания проецировалось на сканнер термографической системы с высокой разрешающей способностью через оптический канал, выполненный в державке резца. Для определения абсолютных величин температуры резания система тарировалась с помощью стружки, полученной из используемых при экспериментах материалов и нагреваемой до различных температур в среде инертного газа.

В данной работе приведены термограммы распределения температуры по пятну контакта на передней поверхности инструмента при точении титанового TiAl6V4 и алюминиевого AlZnNgCu1.5 сплавов.

Как видно из рисунков, величина температуры на контактном участке передней поверхности инструмента при обработке титанового сплава TiAl6V4 при скорости резания 150 м/мин и подаче 0,2 мм/об находится в диапазоне 1300–2000 °С (рис. 1, а), а с ростом подачи до 0,3 мм/об достигает 2300 °С. При точении алюминиевого сплава AlZnNgCu1.5 ($v = 600\text{--}1300$ м/мин, $S = 0,1\text{--}0,4$ мм/об) диапазон значений максимальной температуры составляет 400–800 °С (рис. 2, б).

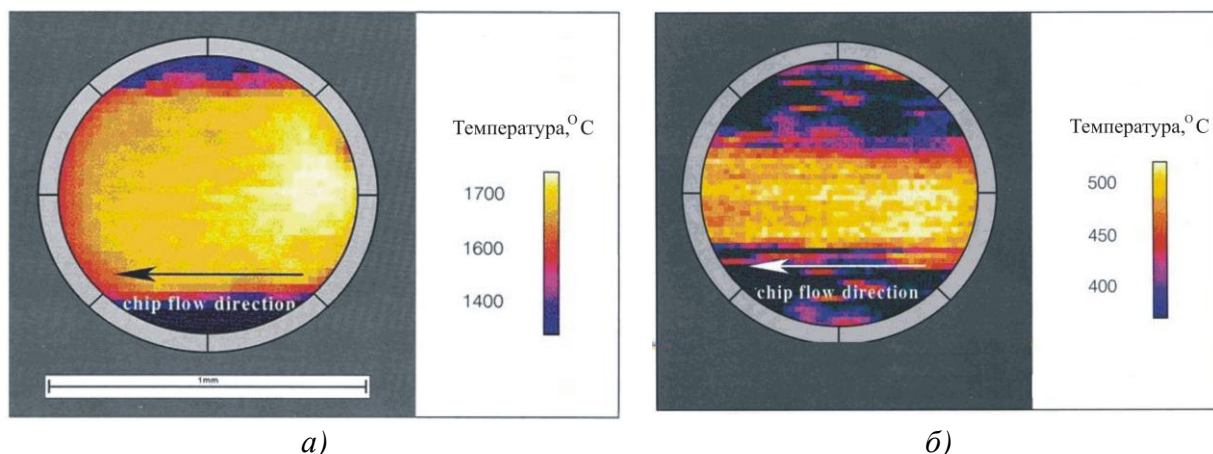


Рис.1 - Распределение температуры по контактной площадке на передней поверхности инструмент: а – при точении TiAl6V4 ($v = 150$ м/мин; $S = 0,2$ мм/об; $t = 0,5$ мм); б – при точении AlZnNgCu1.5 ($v = 1000$ м/мин; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,5$ мм)

На рисунках можно выделить область, соответствующую средней части стружки на первой трети ширины окна в направлении перемещения стружки вдоль передней поверхности резца. Эта область соответствует зоне с максимальными контактными

напряженнями. Именно здесь наблюдаются аномально высокие величины контактных температур, значительно превышающие среднюю по пятну контакта температуру резания.

Приведенные экспериментальные данные резко противоречат результатам ряда других исследований. Так моделирование с применением МКЭ процесса резания титанового сплава TiAl6V4 показало, что максимальные значения температуры резания на контактной площадке при $v = 180$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об не превышает 700 °С [3] и до 1000 °С при $v = 160$ м/мин, $S = 0,15$ мм/зуб [4]. Измерения, проведенные авторами [5] при обработке твердосплавными инструментами и резцами, оснащенными инструментальной керамикой показали, что при обработке такого материала со скоростью 75 м/мин средняя температура резания достигает 900 °С. При обработке алюминиевых сплавов алмазными инструментами и резцами, оснащенными двухслойными алмазно-твердосплавными пластинами, по многочисленным литературным данным [6] температура резания не превышает 200 – 300 °С даже при высоких (10 – 13 м/с) скоростях резания, что также намного ниже экспериментально установленных авторами [2] значений достигающих 800 °С.

Указанные противоречия объясняются, вероятно, тем, что при аналитических и модельных исследованиях не учитываются явления термо-трибоактивации контактирующих поверхностей и возникновение в местах столкновения микронеровностей кратковременных высокотемпературных вспышек. Стандартные же экспериментальные методики не обладают необходимой чувствительностью для выявления эффектов, описанных в [2].

Столь высокие значения температур, достигающие и даже превышающие температуру плавления обрабатываемого материала, которая для титанового сплава TiAl6V4 составляет 1650 °С, а для алюминиевого сплава AlZnNgCu1.5 – 640 °С, до настоящего времени в процессах обработки таких материалов резанием экспериментально обнаружить не удалось и в этой связи какие-либо модели, описывающие отмечанные явления отсутствуют. Тем не менее, можно выделить подходы, которые в дальнейшем могут способствовать объяснению отмеченного феномена.

Так в целях объяснения в рамках единой модели большинства явлений, сопровождающих механохимическую активацию веществ, Тиссен, Мейер и Хейнике [7] предложили модель «магма-плазмы». Согласно этой модели, выделяющаяся при механическом воздействии на вещество энергия может значительно превышать теплоту плавления и вследствие слабой теплопроводности твердых тел приводит не только к плавлению вещества, но и к его сублимации, а далее к возникновению такого состояния, при котором оно находится в виде ионов и электронов (плазменное состояние) рис. 2.

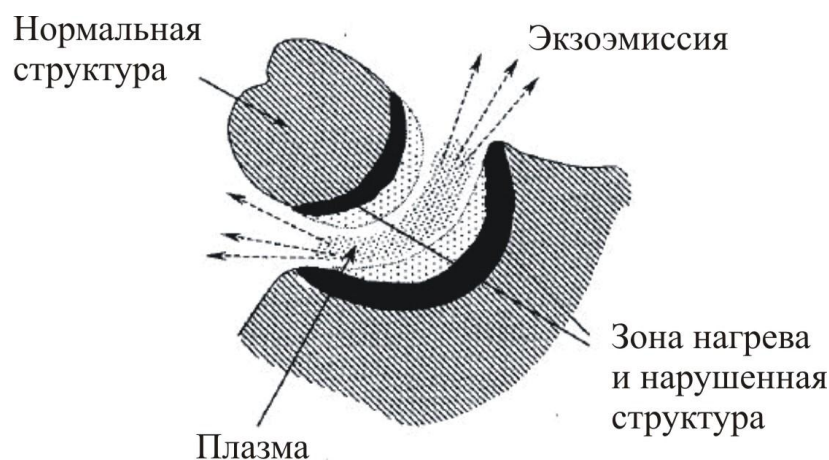


Рис.2 - Схема образования «магма-плазмы» при механическом активировании веществ по [7]

Наличие на контактных поверхностях участков с температурой, существенно превышающей среднюю температуру резания также может быть связано с возникновением в результате разрыва междумолекулярных связей на стыках неровностей на поверхностях элементов трибопар [8]. Экспериментальные данные и результаты аналитических исследований [9? 10] свидетельствуют о возникновении в процессе трения различных материалов температурных пиков, которые появляются вследствие мгновенных всплесков, характерных для всплесков температуры.

Вероятно, что и в процессе резания, локализуясь на фактических пятнах контакта пары резец-деформируемый материал, в условиях высоких (1–4 ГПа) давлений, характерных для зоны резания, температурные всплески могут приводить к выделению большого количества теплоты.

Выводы

Экспериментальные исследования и разработка обоснованных теоретических положений, которые позволили бы учитывать факторы, обуславливающие возникновение очагов с интенсивной тепловой нагрузкой, является актуальной задачей, так как именно в этих зонах происходят наиболее активное физико-химическое взаимодействие инструментального и обрабатываемого материалов и, как следствие, формируются предпосылки для изнашивания рабочих поверхностей режущих инструментов.

Литература: 1. *Turkevich V.Z., Klimenko S.A., Kulik O.G.* Thermodynamics of the interaction in the CBN-based tool material-Fe(Ni) system // Transactions. – 1999. – vol. XXVIII, № 2. – P. 8–11.; 2. *Müller-Hummel P., Lahres M.* Temperature measurement on diamond-coated tools during machining // Ind. Diam.Rev. – 1995. – Vol. 55, № 2. – P. 78–83.; 3. *Coupard D., Girot F.* A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti–6Al–4V Madalina Calamaz // Int. J. of Machine Tools & Manufacture. – 2008. – 48. P. 275–288.; 4. *Abdel-Aal H. A., Nouari M., El Mansori M.* Influence of thermal conductivity on wear when machining titanium alloys // Tribology International. – 2009. – 42. – P. 359–372.; 5. *Dearnley P. A., Grearson A. N.* Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy IMI 318 // Mater. Sci. Technol. – 1986. – 2(1). – P. 47–58.; 6. Инструмент из сверхтвердых материалов / Под общ. ред. Н.В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.; 7. *Польцер Г., Майснер Ф.* Основы трения и изнашивания. – М.: Машиностроение. – 1984. – 263 с.; 8. Механохимический синтез пигментов на основе гесацианоферратов (ii, iii) 3d-элементов / В. К. Половняк, Д. В. Саниева, С. В. Половняк, Р. Я. Дебердеев // Вестник удмуртского университета. Химия. – 2005. – № 8. – С. 111–116.; 9. *Ковальчик Ю.И.* Теоретическое и экспериментальное исследование температуры всплесков // Вісник Харківського нац. ун-ту. Серія Математичне моделювання. Інформаційні технології. Автоматизовані системи управління. – 2008. – № 833. – С. 140–148.; 10. К вопросу оценки температурных всплесков на фрикционном микроконтакте / А. В. Чичинадзе, П. Н. Курочка, Н. В. Поляков и др. // Трение и износ. – 1999. – № 2. – С. 132–137.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

Клименко С.А., Манохин А.С.

Совершенствование технологических процессов в машиностроении обуславливает необходимость изучения тепловых явлений, имеющих место в зоне резания. Повышение прочности, вязкости и других свойств конструкционных материалов, характерное для элементов современных машин, интенсификация режимов обработки приводят к тому, что температура процесса становится одним из факторов, ограничивающих производительность операций и оказывает существенное влияние на качество и точность деталей.

ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНІ ЯВИЩА ПРИ ОБРОБЦІ МАТЕРІАЛІВ РІЗАННЯМ

Клименко С.А., Манохін А.С.

Вдосконалення технологічних процесів в машинобудуванні викликає необхідність вивчення теплових явищ виникаючих при механічній обробці деталей. Підвищення міцності, в'язкості і деяких інших властивостей конструкційних матеріалів, характерне для елементів сучасних машин, інтенсифікація режимів обробки призводять до того, що температура процесу стає одним із факторів, що обмежує продуктивність операцій і робить істотний вплив на якість і точність деталей.

HIGH TEMPERATURE PHENOMENA AT TREATMENT OF MATERIALS CUTTING

Klimenko S.A., Manokhin A.S.

Perfection of technological processes in an engineer stipulates the necessity of study of the thermal phenomena, taking place in the area of cutting. Increase of durability, viscosity and other properties of construction materials, characteristic for the elements of modern machines, intensification of the modes of treatment result in that the temperature of process becomes one of factors, limiting the productivity

Ключевые слова: температура резания, инструмент, износ, режимы резания.

Ключові слова: температура різання, інструмент, зношування, режими різання.

Key words: cutting temperature, cutting tool, wear, cutting conditions.

Равська Н.С., Бесарабець Ю.Й., Плівак О.А.
НТУУ “КПІ”, г. Київ, ВАТ “Мотор Сич”, г. Запорозьке, Україна

ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ ПОПЕРЕЧНОЇ РІЗАЛЬНОЇ КРОМКИ СПІРАЛЬНОГО СВЕРДЛА ЗІ ЗВОРОТНІМ КУТОМ ЇЇ НАХИЛУ

Вступ

На працездатність спіральних свердел в значній мірі впливає геометрія його поперечної кромки. Фактичні дані [1, 2, 3, 4, 5, 6] свердління отворів підтверджують цей вплив. Стійкість свердел при розсвердлюванні отворів, коли поперечна різальна кромка не працює, перевищує стійкість в декілька раз в порівнянні із свердлінням в суцільному матеріалі. Такий вплив поперечної різальної кромки на стійкість свердел пояснюється негативними передніми кутами в зоні поперечної кромки, які досягають $(-50^\circ) \div (-60^\circ)$. Тому в процесі свердління в зоні поперечної різальної кромки спостерігається збільшення осьової сили і температури, що може привести до виникнення вібрацій [4, 9].

Поліпшення геометрії та умов різання в зоні поперечної кромки, в основному здійснювались шляхом підточок.

Проте питання аналізу геометричних параметрів різальної частини свердла на його поперечній кромці в певній мірі не розглянуті. В роботі [7] була розглянута геометрія поперечної кромки стандартного спірального свердла. Стосовно напрямку нахилу поперечної кромки, зокрема зі зворотнім кутом ця задача не досліджувалась і розглядається в даній статті.

Геометрія поперечної кромки характеризується кутом її нахилу ψ , головним кутом у плані $\varphi_{п.к.}$, заднім $\alpha_{п.к.}$ і переднім $\gamma_{п.к.}$ кутами.

З огляду на те, що вона утворюється як лінія перетину задніх поверхонь свердла, її геометричні параметри залежать від способу заточування і значень задніх кутів свердла.

Кут нахилу поперечної різальної кромки ψ визначається за залежністю [7]:

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

де α - інструментальний задній кут, що задається в площині, дотичній до циліндричної поверхні на периферії свердла;

φ - половина кута при вершині свердла;

кут μ визначається співвідношенням:

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

де r - радіус серцевини свердла;

R - радіус свердла.

Згідно [7] для випадку одно площинної заточки свердел інструментальний і статичний задні кути $\alpha_{п.к.} = \alpha_{с.п.к.}$ співпадають і визначаються за формулою:

$$tg \alpha_{с.п.к.} = \frac{\cos \mu_x \cdot tg \alpha + ctg \varphi \cdot \sin(\mu_x - \mu)}{\cos \mu}, \quad (2)$$

де μ_x - кут μ в точці стику різальної і поперечної кромок.

Для одноплощинного заточення статичний передній кут $\gamma_{с.п.к.}$ поперечної кромки визначається:

$$\gamma_{с.п.к.} = \alpha_{с.п.к.} - 90^\circ \quad (3)$$

Схема різальної частини спірального свердла зі зворотнім кутом нахилу поперечної кромки наведена на рис.1. Основна особливість конструкції такого свердла полягає в тому,

що його поперечна різальна кромка перерізна пазом шириною Δ і розташована під зворотнім кутом нахилу ψ_1 по відношенню до поперечної кромки стандартного свердла.

Поперечна різальна кромка цього свердла BE є лінією перетину задньої площини свердла, в якій знаходиться основна різальна кромка AB і бокової площини прорізаного пазу, котра іде паралельно осі свердла.

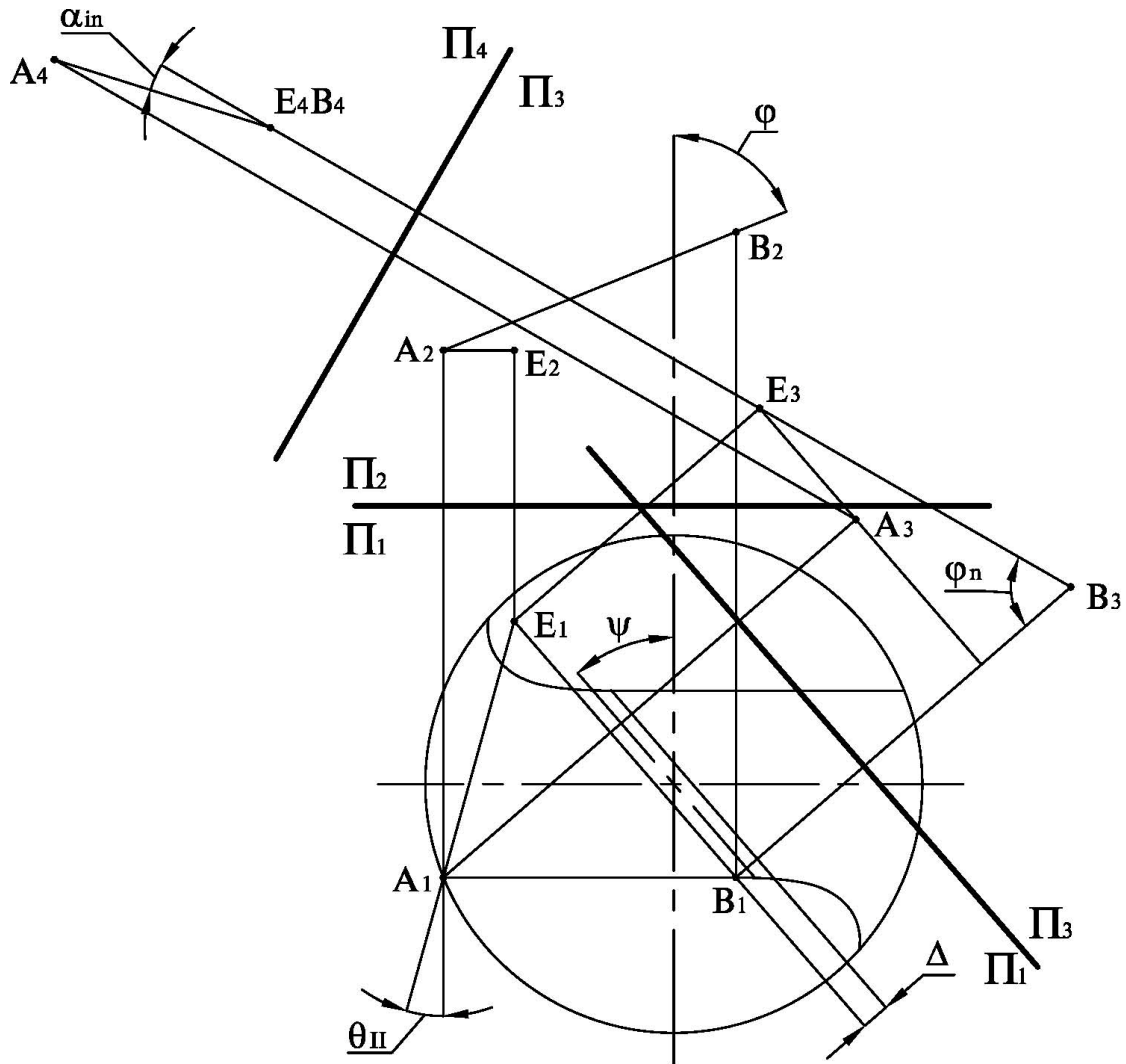


Рис. 1 – Визначення інструментальних геометричних параметрів

В системі площин проєкцій Π_1/Π_2 задня площина, в якій розташована основна різальна кромка задається двома прямими, а саме, різальною кромкою AB і прямою AE , що лежить в площині, перпендикулярній осі свердла. Положення різальної кромки AB характеризується діаметром серцевини d та кутом при вершині φ . Положення прямої AE визначається величиною кута Θ_{II} , виміряного в перерізі перпендикулярному осі свердла. При відомих α , φ , μ кут Θ_{II} розраховується за формулою:

$$tg\Theta_{II} = \frac{tg\alpha \cdot tg\varphi}{\cos\mu} - tg\mu. \quad (4)$$

Для визначення кута при вершині на поперечній кромці введемо систему площин проєкцій Π_1/Π_3 . Площина Π_3 проводиться паралельно боковій площині прорізаного пазу. Поперечною різальною кромкою буде лінія BE . За правилом зміни площин проєкцій знаходимо проєкцію B_3E_3 поперечної різальної кромки на площину Π_3 , котра і визначає величину кута при вершині поперечної різальної кромки $\varphi_{п.к.}$.

Аналізуючи графічне рішення будемо мати:

$$\operatorname{tg} \varphi_{\text{п.к.}} = \frac{\operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \Theta_{\text{II}}}{\sin(\Theta_{\text{II}} + \psi)} \quad (5)$$

Визначимо інструментальний задній кут в нормальному до поперечної кромки перерізі. Введемо систему координат площин проєкцій П₃/П₄. Площина П₄ проводиться паралельно площині перпендикулярній різальній кромці ВЕ. На площину П₄ поперечна кромка проєктується в точку В₄. Задня площина поперечної різальної кромки, що співпадає з задньою площиною основної різальної кромки АВ проєктується на площину П₄ в пряму А₄В₄. Положення А₄В₄ визначає величину інструментального заднього кута $\alpha_{\text{i.п.к.}}$ на поперечній кромці.

Розглядаючи графічну побудову формула для визначення $\alpha_{\text{i.п.к.}}$ буде:

$$\operatorname{ctg} \alpha_{\text{i.п.к.}} = \operatorname{tg}(\Theta_{\text{II}} + \psi) \cdot \operatorname{tg} \varphi_{\text{п.к.}}$$

Так як ширина паза Δ мала, то передній кут $\gamma_{\text{i.п.к.}} = \gamma_{\text{с.п.к.}} = 0$ на поперечній кромці та інструментальний кут нахилу поперечної різальної кромки $\lambda_{\text{i.п.}}$ наближаються до нуля, то в інструментальній системі координат, яка співпадає зі статичною їх можна вважати рівними нулю.

Схема визначення кінематичних геометричних параметрів на поперечній кромці свердла при її зворотньому куті нахилу наведена на рис. 2.

В системі площин проєкцій П₁/П₃ зображується поперечна різальна кромка ВЕ, на котрій вибирається досліджувана точка С. Її положення визначається радіусом r_i . Положення кінематичної площини різання в точці С визначається при розгляді результуючого руху різання.

В системі площин проєкцій П₁/П₅ швидкість результуючого руху різання в досліджуваній точці розташовується на прямій СL, положення якої визначається кутом $\delta_{\text{п.к.}}$, виміряним в площині П₅. Площина П₅ є площиною паралельною площині, дотичній в точці С круглого циліндра радіусом r_i і йде паралельно осі свердла.

Величина кута визначається за залежністю:

$$\operatorname{tg} \delta_n = \frac{S_o}{2 \cdot \pi \cdot r_i},$$

де S_o - подача на оберт свердла.

Дві прямі ВЕ і LC визначають положення кінематичної площини різання в досліджуваній точці С поперечної різальної кромки.

Перпендикулярно різальній кромці ВЕ проведено площину П₄. Знаючи положення прямих ВЕ і СL знаходимо за правилом переміни проєкцій, проєкції В₄Е₄ і С₄Л₄ прямих ВЕ і СL на площині П₄. Слід кінематичної площини різання площину П₄ співпадає з прямою С₄Л₄. Положення прямої С₄Л₄ визначає величину кінематичного кута $\tau_{\text{п.к.}}$, розташованого між інструментальною і статичною площинами різання.

Положення задньої площини в точці С поперечної різальної кромки визначається прямою С₄А₄, що складає з інструментальною площиною різання інструментальний задній кут $\alpha_{\text{i.п.к.}}$.

Кінематичний задній кут $\alpha_{\text{к.п.к.}}$ в точці С поперечної кромки буде дорівнювати:

$$\alpha_{\text{к.п.к.}} = \alpha_{\text{i.п.к.}} - \tau_{\text{к.п.к.}} = \alpha_{\text{с.п.к.}} - \tau_{\text{к.п.к.}}$$

Відповідно кінематичний передній кут $\gamma_{\text{к.п.к.}}$ в точці С різальної поперечної кромки буде дорівнювати:

$$\gamma_{\text{к.п.к.}} = \tau_{\text{к.п.к.}}$$

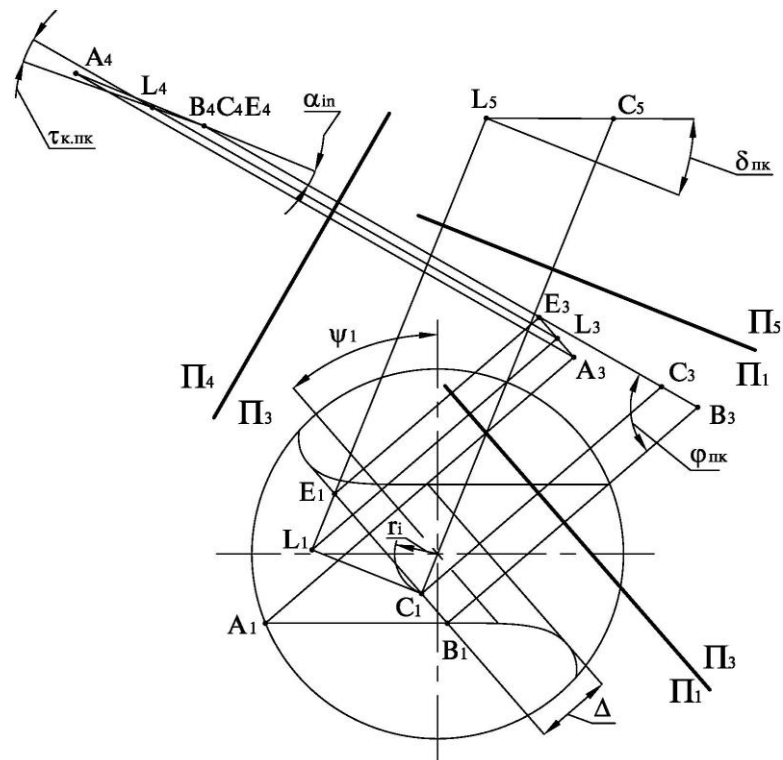


Рис. 2 – Визначення геометрії поперечної кромки в кінематичній системі координат.

Розглядаючи графічне рішення кут $\tau_{к.п.к.}$ буде визначатися за наступною залежністю:

$$\operatorname{tg} \tau_{к.п.к.} = \frac{\operatorname{tg} \delta_n \cdot \cos \varphi_{н.к.}}{\cos \mu} - \operatorname{tg} \mu \cdot \cos \varphi_{н.к.}$$

де $\sin \mu = \frac{\Delta}{2 \cdot r_i}$,

де Δ - ширина пазу.

Висновки

В роботі викладена теорія визначення геометричних параметрів на поперечній кромці спірального свердла, нахиленої під зворотнім кутом її нахилу. За одержаними в роботі залежностями можна визначити передні і задні кути на поперечній кромці в інструментальній, статичній та кінематичній системах координат.

Аналіз, одержаних залежностей, що задні статичні кути на поперечній кромці зі зворотнім кутом при вершині співпадають з інструментальними і залежать від інструментального заднього кута спірального свердла α та кута при вершині на поперечній кромці $\varphi_{п.к.}$, який в свою чергу залежить не тільки від α та φ , але і від зворотнього кута нахилу поперечної кромки. В свою чергу передній кут $\gamma_{п.к.}$ на поперечній кромці дорівнює нулю в протилежність від'ємним переднім кутам, які можуть перевищувати (-60°).

Література: 1. Жиров В.И. Сверла с переточенной перемычкой [Текст] / В.И. Жиров // Станки и инструмент – М.: 1954 - №2. 2. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М.: Высшая школа. 1974. – 587с. 3. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла / П.Р. Родин. – К.: Техніка. 1971. – 136с. 4. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты / П.Р. Родин. – К.: Вища школа. 1979. – 431с. 5. А.С.1068109 СССР. Сверло с переточенной перемычкой режущей кромки / Дибнер Л.Г., Жилис В.И., Конников М.Н. (СССР) – Оpubл. 1984. Бюл. №13 – 4с. ил. 6. Равская Л.В. Геометрия режущей части сверл с обратным углом при вершине / Л.В. Равская // Весник КПИ. Машиностроение. – К.: 1983 - №20. 62-64с. 7. Равская Н.С. Геометрия поперечной кромки спирального сверла / Н.С. Равская, Т.П. Николаенко, Л.С. Мельничук // Надійність

інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць ДДМА. – Краматорськ: 2004 - №15 с.3-8. 8. Жилис В.И. Исследование износа быстрорежущих спиральных сверл // В.И. Жилис и др. // Материалы н.-т. Симпозиума «Прогрессивные конструкции сверл и их рациональная эксплуатация». – Вильнюс: 1974. 9. Бердников Л.Н. Сверление и фрезерование жаропрочных и маломагнитных сталей / Л.Н. Бердников и др. Л.: Машиностроение. 1964 – 136с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДДМА

ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ ПОПЕРЕЧНОЇ РІЗАЛЬНОЇ КРОМКИ СПІРАЛЬНОГО СВЕРДЛА ЗІ ЗВОРОТНІМ КУТОМ ЇЇ НАХИЛУ

Равська Н.С., Бесарабець Ю.Й., Плівак О.А.

В статті розглянута задача визначення геометричних параметрів поперечної кромки, яка являє собою прорізаний паз, розташований зі зворотнім кутом по відношенню до поперечної кромки стандартного свердла.

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПОПЕРЕЧНОЙ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ СПИРАЛЬНОГО СВЕРЛА С ОБРАТНЫМ УГЛОМ ЕЕ НАКЛОНА

Равская Н.С., Бесарабец Ю.И., Пливак А.А.

В статье рассматривается задача определения геометрических параметров поперечной кромки, которая представляет собой прорезанный паз, расположенный с обратной углом по отношению к поперечной кромке стандартного сверла.

GEOMETRIC PARAMETERS OF THE LATERAL EDGE DRILL WITH EVERSE ANGLE TO TILT

N.Ravskaya, Y.Besarabeth, A.Plivak

In this article is considered the problem of determining geometric parameters of the lateral edge, which is the clipped groove which is located with reverse angle to a transverse edge of standard drills.

Ключевые слова: Режущая кромка, сверло, спираль, паз, угол.

Ключові слова: Ріжуча кромка, свердло, спіраль, паз, кут.

Key words: Cutting edge, drill, spiral, slot, corner.

УДК 621.923, 621.941

Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н.
НТАК «Алкон» НАН Украины, г. Киев

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ПРИРОДНОГО КАМНЯ

Введение

При изготовлении производственно-технических, строительных и декоративно-художественных изделий из природного камня [1, 2], имеющих простую геометрическую форму поверхностей (плоскости) применяют различные виды плоскошлифовальных станков [3]. В случаях, когда детали имеют сложную, пространственно развитую форму применяют фрезерные [4] станки, а для формообразования тел вращения, как правило, токарные.

Настоящая работа ставит своей целью разработку рекомендаций по рациональному выбору вида алмазного инструмента и параметров его алмазоносного слоя, а также технологических режимов использования такого инструмента при обработке природных камней на токарных станках.

В данной работе рассматриваются те виды природных камней (горных пород и минералов) [5], которые по принятой в Украине классификации [6] относятся к камням декоративным (мраморы, граниты и др.) и полудрагоценным (яшма, кварцит и др.).

Основные характеристики токарных станков, инструмент и технологические параметры обработки пластичных материалов (например, сталей и их сплавов) известны [7, 8]. Некоторые основные технические характеристики таких станков приведены в табл. 1 [7].

При обработке природного камня токарные станки модернизируются в соответствии с известным способом [9]. Их дополнительно оснащают шлифовальной головкой с собственным приводом, которая устанавливается на суппорте токарного станка, механизмом копира, а также системой подачи и регенерации СОТС. Принципиальная схема такой обработки представлена на рис. 1

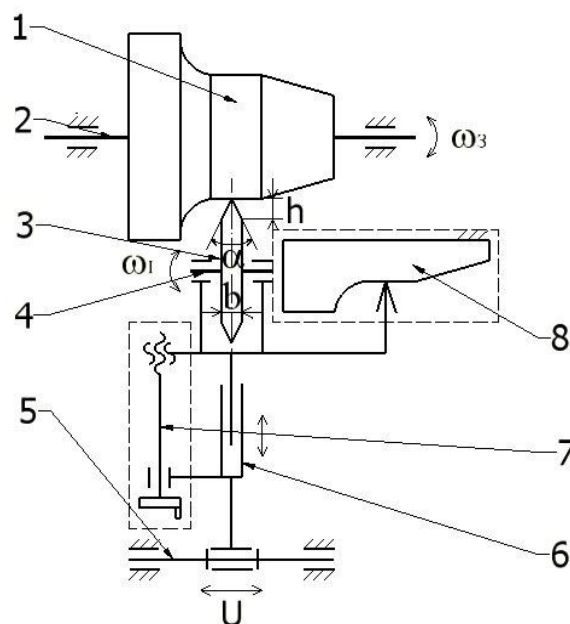


Рис. 1 - Принципиальная схема токарной обработки камня
1 – заготовка; 2 – ось шпинделя станка; 3 – плоский с двухсторонним профилем инструмент;
4 – подвижная ось шлифовальной головки; 5 – направляющая;
6 – ползун; 7 – винтовая пара; 8 – копир

Таблица 1

Основные технические характеристики некоторых марок токарных станков

№ П.П.	Параметры	1К62М	16Б05П	16Б16А
1	Наибольший диаметр обрабатываемых заготовок, мм над станиной над суппортом	400 200	250 145	320 180
2	Частота вращения шпинделя, об./мин.	12,5-2000	30-3000	2 0-2000
3	Наибольшее перемещение суппорта, мм продольное поперечное	-	540 160	700 210
4	Подача суппорта, мм/об. продольная поперечная	0,07-4,16 0,035-2,08	0,02-0,035 0,01-0,0175	0,01-0,7 0,005-0,35
5	Мощность электродвигателя главного привода, кВт	10	1,5	2,8; 4,6
6	Габаритные размеры, мм Длина × ширина × высота	2812×1166 ×1324	1510×725 ×1360	2280×1060 ×1485
7	Масса, кг	2200	715	2100

Рассматриваемые виды камней (декоративные и полудрагоценные) в соответствии с их химическим составом, минералогическими особенностями, прочностными свойствами, а также трудоемкостью и энергоемкостью обработки [10, 11] условно распределяются на пять групп (по обрабатываемости). Такое распределение камней по группам связано со значительной разницей в относительной трудоемкости (до 1000 раз) и энергоемкости (до 2 раз) их обработки. Распределение камней по группам в соответствии с их обрабатываемостью показано в табл. 2.

Таблица 2

Виды природных камней в соответствии с их принадлежностью к различным группам обрабатываемости

Группа	Наименования природных камней
1	Все виды мрамора с суммарным содержанием (SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3) менее 25 %, травертин, туф, известняк, мраморные ониксы всех видов, офиокальцит, флюорит и др.
2	Все виды мрамора с суммарным содержанием (SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3) более 25 %, брекчия, серпентинит, лиственит, лазурит, малахит и др.
3	Все виды лабрадорита и габбро, родонит, нефрит, базальт, скарн, чароит и др.
4	Граниты всех видов, жадеит, обсидиан, амазонит, джеспилит, роговик, порфир и др.
5	Большинство яшм, кварц, кварцит, окаменелое дерево, агат, агат-переливт, кахолонг, халцедон, кремний и др.

Таблица 3

Рекомендуемые технологические параметры черного шлифования природных камней на токарных станках

№ П. П.	Технологические режимы:	Рекомендуемые значения
1	Число оборотов шпинделя станка при шлифовании деталей размером до $\varnothing 150$, об./мин.: камни 1 и 2 групп обрабатываемости камни 3 и 4 групп обрабатываемости камни 5 группы обрабатываемости	40-60 16-40 12,5-16
2	Продольная подача, мм/об.: камни 1 и 2 групп обрабатываемости камни 3 и 4 групп обрабатываемости камни 5 группы обрабатываемости	0,10-0,13 0,07-0,10 0,03-0,07
3	Поперечная подача, мм/об.: камни 1 и 2 групп обрабатываемости камни 3 и 4 групп обрабатываемости камни 5 группы обрабатываемости	0,050-0,065 0,035-0,050 0,015-0,035

В соответствии с принадлежностью камня, к какой либо группе назначаются технологические режимы его токарной обработки (шлифования). Значения технологических параметров токарной обработки, например, для наружного черного шлифования приведены в табл. 3 [12].

Для чистового шлифования природных камней значения продольной и поперечной подачи для всех групп камней лежат в пределах 0,07-0,10 и 0,035-0,05 мм/об. соответственно.

Основными регулируемыми параметрами, выбираемыми для камней разных видов, являются скорость вращения шпинделя станка, продольная и поперечная составляющие подачи, а также окружная скорость обработки и высота снимаемого за один проход слоя материала.

Окружная скорость обработки зависит от принятой схемы обработки (попутное или встречное шлифование) и для рассматриваемых размеров деталей, видов инструмента, а также технологических параметров находится в пределах 5-15 м/с.

Высота снимаемого за один проход слоя материала (камня) зависит от вида и геометрических параметров алмазного инструмента и максимально может составлять до 5 мм на сторону для инструмента вида 1ЕЕ1.

В табл. 4 представлены виды алмазного инструмента, используемые при токарной обработке природного камня и возможные формы образуемых поверхностей вращения.

Особое внимание при токарной обработке камня необходимо уделять выбору параметров алмазоносного слоя инструмента (вид связки, марка синтетических алмазов их размер и концентрация), с учетом значительной мощности установленных на главном валу двигателей (табл. 1) и принудительной подаче инструмента, что приводит к значительным нагрузкам на инструмент. Поэтому при выборе связок используемых в инструменте для черного точения и формообразования предпочтение отдают металлическим связкам М6-14 (состоящим из порошков меди и железа) или М2-01 (меди и олова), М6-16 (кобальта).

При выборе марок синтетических алмазов предпочтение отдают высокопрочным их маркам АС65-АС100 и повышенной концентрации 50-100 %, что связано, прежде всего, с необходимостью снижения износа инструмента, работающего в жестких условиях.

При выборе зернистости синтетических алмазов учитывают, прежде всего, необходимость получения достаточной чистоты поверхности, а при черновом шлифовании и формообразовании используют зернистость в диапазоне 315/250-200/160.

Таблица 4

Рекомендуемый для токарной обработки камня алмазный инструмент и примеры образуемых поверхностей.

Назначение, вид инструмента,	Форма инструмента	Примеры образуемых поверхностей
<p>1. Точение наружных поверхностей в т. ч. по копиру. Круги с двусторонним коническим профилем 1EE1 (14EE1) $\varnothing 125-150 \times 30^0 \times 5 \times 32$</p>		
<p>2. Формообразование тел вращения. Круги прямого профиля 1A1 $\varnothing 150-350 \times 10-25 \times 3-5 \times 32-75$; круги полукруглого профиля 1P1X $\varnothing 125-150 \times 10-32 \times 3-5 \times 32$</p>		
<p>3. Точение внутренних поверхностей. Головки алмазные цилиндрические АГЦ $\varnothing 12-20$</p>		
<p>4. Образование сферических поверхностей. Коронки алмазные. АС 6 $\varnothing 50-100$</p>		
<p>5. Сверление отверстий. Сверла алмазные АС 1 $\varnothing 5-50$</p>		
<p>6. Отрезание деталей. Алмазные отрезные круги 1A1R $\varnothing 125-250 \times 1-2,2 \times 3-5 \times 32-75$</p>		

Рекомендации по выбору вида инструмента и параметров его алмазного слоя сформулированы в результате обобщения и анализа опыта обработки различных видов природных декоративных и полудрагоценных камней при изготовлении различных изделий из них [1, 2, 13-15].

Выводы

В результате проведенной работы, связанной с исследованием особенностей токарной обработки природного камня, разработан способ такой обработки, выработаны основные принципы модернизации известных моделей токарных станков, разработаны рекомендации по использованию различного алмазного инструмента для чернового точения и формообразования тел вращения, а также выбраны рациональные параметры алмазоносного слоя инструмента для обработки камня.

Литература: 1. Изделия камнерезные ТУУ 26.7–23504418–001:2007. Введ. 01.05.2007. 2. ГОСТ 30629-99. Материалы и изделия облицовочные из горных пород. Методы испытаний. Введ. 01.01.2001. 3. В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько. Особенности применения плоскошлифовальных станков для обработки природного камня / Матер. 10-го Юбилейного Междунар. научн.-техн. сем. «Современные проблемы подготовки производства и ремонта в промышленности и на транспорте», 22–26 февр. 2010. – г. Свалява.– К.: АТМ України, 2010.– С. 209–213. 4. Особенности обработки природного камня на фрезерных станках. / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. - Вып. 25. - Краматорск: ДДМА. - 2010. – С 191-197. 5. Е. К. Лазаренко. Курс минералогии. Учебник для университетов. – М.: Высшая школа, 1971. – 608 с. 6. Постановление Кабинета Министров Украины № 512 от 27. 07. 1994г. «Об общей стоимости и оценке стоимости естественных камней». 7. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 томах. Т. 2 / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова.– М.: Машиностроение.– 1985.– 656 с. 8. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 томах. Т. 2 / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова.– М.: Машиностроение.– 1985.– 496 с. 9. Пат. 87020 С2 Україна, МПК (2009). В28D 1/00, Спосіб обробки поверхонь обертання із каменю / В. И. Сидорко, В. В. Пегловський, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько. – Заявл. 26.07.2007; Опубл. 10.06.09, Бюл. № 11. 10. Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н., Поталико О. М. Оброблюваність природного каміння - об'єктивна основа його класифікації. Частина 5. Хімічний склад природних каменів. Вплив деяких його компонентів на міцнісні властивості каменів, енергоємність та трудомісткість їх обробки. // Коштовне та декоративне каміння. Науково-практичний журнал. – Київ: Вид. ДГЦ МФУ, – 2010. – 2. № 60, С 4 – 11. 11. Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н., Поталико О. М. Оброблюваність природного каміння - об'єктивна основа його класифікації. Частина 6. Мінералогічний склад природних каменів. Вплив мінералогічного складу на енергоємність та трудомісткість їх обробки. // Коштовне та декоративне каміння. Науково-практичний журнал. – Київ: Вид. ДГЦ МФУ, – 2010. – 3. № 61, С 4 – 9. 12. Особенности алмазного шлифования природного камня на токарных станках / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – С56 Вип. 4. - Харьков: НТУ «ХПИ». - 2010. – С 217-222. 13. Пат. 12743 Украина, МКПО 10 – 01. Набор письменный «Парус»/ В. И. Сидорко, В. Н., Ляхов, В. В. Пегловский, Е. М. Поталько. – Заявл. 28.09.05; Опубл. 15.09.06, Бюл. № 9. 14. Пат. 13052 Украина, МКПО 10 – 01. Часы / В. И. Сидорко, В. Н. Ляхов, В. В. Пегловский, Е. М. Поталько. – Заявл. 27.10.05; Опубл. 15.11.06, Бюл. № 11. 15. Пат. 16753 Украина, МКПО 10 – 01. Набір письмовий / В. И. Сидорко, В. Н. Ляхов, В. В. Пегловский, Е. М. Поталько. – Заявл. 13.09.07; Опубл. 10.06.08, Бюл. № 11.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ВИБІР РАЦІОНАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ ДІАМАНТОВОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ
ТОКАРНІЙ ОБРОБЦІ ПРИРОДНОГО КАМЕНЯ

Пегловський В.В., Сидорко В.І., Ляхів В.Н.

Розглядаються основні принципи вибору алмазного інструменту, при токарній обробці природного каменя, а також технологічних методів використання такого інструменту.

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ
ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ПРИРОДНОГО КАМНЯ

Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н.

Рассматриваются основные принципы выбора алмазного инструмента, при токарной обработке природного камня, а также технологических методов использования такого инструмента.

CHOICE OF RATIONAL PARAMETERS OF DIAMOND INSTRUMENT AT LATHE
TREATMENT OF NATURAL STONE

Peglovskiy V.V., Sidorko V.I., Lyakhov V.N.

Basic principles of choice of diamond instrument, in-use at lathe treatment of natural stone, and also technological modes of the use of such instrument, are considered.

Ключевые слова: Алмазный круг, режущая кромка, резка, режим, математическая зависимость, припуск.

Ключові слова: Алмазний круг, ріжуча кромка, різання, режим, математична залежність, припуск.

Key words: Diamond circle, cutting edge, cutting, mode, mathematical dependence, ripusk.

УДК 621.9

Кривий П.Д., Кобельник В.Р.

ТНТУ, м. Тернопіль, Україна

КОНСТРУКТОРСЬКО-ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗМІНИ ПОДАЧІ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ СВЕРДЛІННІ НАСКРІЗНИХ ОТВОРІВ

Вступ

В загальній трудомісткості механічної обробки свердлильні роботи складають 6...7% в одиничному і дрібносерійному виробництвах, 10...12% у середньо серійному і до 20% в масовому виробництві [10, 13].

В даний час спостерігається тенденція, коли багато операцій, які здійснювались на розточувальних верстатах, переводять на більш дешеві і простіші вертикально-свердлильні верстати. Автотракторні заводи, наприклад, мають свердлильних верстатів в 6...10 разів більше ніж розточувальних [10].

При свердлінні наскрізних отворів виникають пружні деформації (переміщення) деталей механізмів головного руху і подач, в результаті чого накопичується потенціальна енергія, яка при виході інструмента із тіла заготовки спричиняє різке збільшення подач S (в 1,4...1,85 рази) [16] і, як наслідок, зростання крутного моменту, що є однією із причин поломок свердл. Для недопущення такого явища при свердлінні наскрізних отворів в автоматичному режимі, подачу рекомендують зменшувати на 10...25% [3, 10], а у деяких випадках в 1,35...1,6 [2], і навіть у 2 [2] рази по відношенню до величини подачі, яку призначають при свердлінні глухих отворів. Таке зменшення подачі на всій глибині свердління призводить до значного збільшення основного часу (t_o) і трудомісткості операції, суттєвого збільшення шляху різання та зменшення періоду стійкості свердл, і в кінцевому рахунку до зниження ефективності обробки. З метою усунення або послаблення впливу таких негативних факторів, використовують пристрої [1, 5...7, 13, 15], які забезпечують зміну (зменшення або збільшення) подачі свердла тільки при виході його із заготовки.

Аналіз конструкцій і принципів роботи відомих пристроїв [1, 5, 6, 13] для зміни (зменшення) подачі при виході свердла із заготовки показує, що вони мають ряд недоліків, які з одного боку знижують технологічні можливості вертикально-свердлильних верстатів (ВСВ) (наприклад, зменшують робочу зону верстата), а з другого – створюють додаткові зусилля на конструктивні елементи коробок швидкостей і подач верстата, що призводить до необхідності неоправданого використання ВСВ більших типорозмірів і потужностей.

Відоме також технічне рішення, наприклад, пристрій для свердління наскрізних отворів малого діаметра [15], який забезпечує зміну подачі на виході інструмента (свердла) із заготовки шляхом її різкого збільшення, що призводить до різкого збільшення осьової сили P_o . Такий пристрій може бути використаний тільки при свердлінні наскрізних отворів малого діаметру ($D \leq 1...2,5$ мм, для конструкційних сталей), коли подача свердла визначається не з

умови міцності свердла на кручення: $S_{кр} \leq \left([\tau_{кр}] \cdot W_{св} / C_m \cdot D^{x_m} \right)_{y_m}^{\frac{1}{}}$, де $[\tau_{кр}]$ – допустимі тангенціальні напруження на кручення; $W_{св}$ – полярний момент опору поперечного перерізу свердла; C_m – коефіцієнт пропорційності (залежить від оброблюваного матеріалу); D – діаметр свердла; x_m і y_m – показники степенів, які характеризують вплив діаметра свердла і подачі на крутний момент при свердлінні, а з умови стійкості свердла, як прямолінійного

стиснутого стержня постійного перерізу: $S_{ст} \leq \left[\pi^2 \cdot E \cdot I / C_{po} \cdot D^{x_{po}} \cdot M^2 \cdot l^2 \right]_{y_{po}}^{\frac{1}{}}$, де E – модуль пружності; I – момент інерції поперечного перерізу свердла; C_{po} – коефіцієнт

порційності, який залежить від матеріалу заготовки; M – коефіцієнт приведеної довжини, який залежить від способу закріплення свердла (стержня) і місця прикладання стискаючого навантаження; l – довжина консолю свердла; x_{po} і y_{po} – показники степенів, які характеризують вплив D і s на P_o .

Таким чином, зроблений аналіз відомих технічних рішень [1, 5 – 7, 13, 15] зміни подачі при свердлінні наскрізних отворів показує, що на даний час ця проблема вирішена не повністю, і тому розв'язання задачі підвищення економічної ефективності свердління наскрізних отворів за рахунок збільшення продуктивності процесу різання (зменшення t_o), підвищення стійкості інструменту (за рахунок зменшення шляху тертя і величини зношення), надійності процесу свердління (за рахунок усунення перевантажень і можливих поломок свердла), зменшення енерговитрат та кількості використовуваного інструменту шляхом створення нового типу механізму подач ВСВ є актуальною задачею.

Мета роботи – підвищення ефективності свердління наскрізних отворів шляхом створення конструкції механізму подач ВСВ, який би забезпечував зменшену подачу при врізанні та виході свердла із тіла заготовки і збільшену подачу при усталеному режимі свердління.

Основна частина

Конструкторське забезпечення підвищення ефективності свердління наскрізних отворів проілюстроване конструктивною схемою удосконаленого механізму подач вертикально-свердлильного верстата поданого на рисунку 1.

Механізм подачі шпинделя свердлильного верстата (рис. 1) містить шпindel 9, з'єднаний своїм верхнім кінцем за допомогою коробки швидкостей 15 з електродвигуном 16.

В кінці нижнього кінця шпинделя встановлений кінцевий хвостовик 8 чашкоподібного циліндричного корпуса свердлильного пристрою. В центральному циліндричному отворі корпуса осерухомого встановлена оправка 4, а між дном корпуса 8 і оправкою змонтована пружина стиску 5. Для обмеження осьового переміщення оправки відносно корпуса використовуються кульки 7, які виступають в середину корпуса і розміщені у фасонних канавках 29, виконані на зовнішній циліндричній частині оправки 4. Для виключення радіального зміщення підшипників 7 передбачена втулка 6. З нижнім кінцевим кінцем оправки 4 з'єднаний свердлильний патрон 3, в якому закріплене свердло 2, для свердління отвору в оброблюваній деталі 1. На верхній частині шпинделя 9 встановлена осерухома шестерня 14, яка кінематично зв'язана з шестернями 18 і 19 через зубчасті передачі коробки подач 21 з черв'яком 25. Шестерня 19 з'єднана зі своїм вхідним в коробку подач валом 17 за допомогою електромагнітної муфти 20, кінці котушки якої електрично з'єднані за допомогою проводів 22 і 24 з управляючим і регулюючим по висоті кінцевим вимикачем 28. Рухомий штир 27 вимикача розміщений під торцем пінолі 12 верстата. Шестерня 19 знаходиться у постійному кінематичному зачепленні з шестернею 18. Черв'як 25 жорстко спряжений з вихідним коробки подач валом 13 і знаходиться в постійному кінематичному зачепленні з черв'ячним колесом 26, яке вільно спряжене з валом 10 рейкової шестерні 11, яка знаходиться в зачепленні з зубами рейки пінолі 12. Черв'ячне колесо з'єднується з валом 10 за допомогою електромагнітної муфти 23. У середині пінолі 12 проходить шпindel 9. Піноль 12 має можливість синхронного осьового переміщення разом з шпинделем. Для забезпечення високої працездатності приводу подач необхідно правильно вибрати відстань від штиря 27 до торця пінолі 12. Ця відстань вибирається таким чином, що при подальшому встановленому процесі обробки відстань h від штиря 27 до торця пінолі 12 повинна бути рівна відстані від вершини свердла 2 до початку передвихідної зони, розміщеної від нижнього торця деталі 1 на відстані $\Delta = (0,2 \dots 0,5)D$, де D – діаметр свердла.

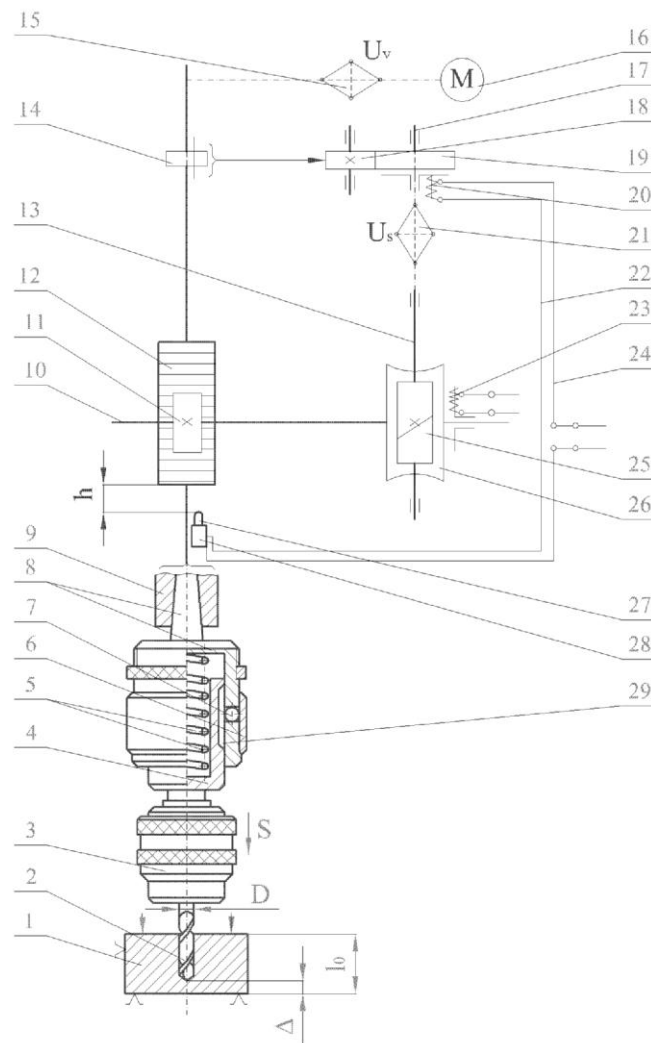


Рис. 1 – Запропонована конструктивна схема удосконаленого механізму подач вертикально-свердлильного верстата

Механізм подач працює наступним чином. В процесі врізання свердла 2 в оброблювану деталь 1 під дією сили опору проходить стиснення пружини 5, чим забезпечується відставання подачі свердла від подачі шпинделя 9 з корпусом 8. При цьому оправка 4 переміщується в глибину корпуса 8. Таким чином, процес врізання проходить плавно, а подача свердла 2 змінюється від нульового значення до номінального, при якому проходить подальший встановлений процес свердління, а рухи оправки 4 і корпуса 8 синхронні.

Як при врізанні, так і в встановленому процесі свердління електромагнітні муфти 20 і 23 ввімкнені, і рухи від шпинделя 9 через шестерню 14, шестерні 18 і 19, зубчасті передачі коробки подач 21 і черв'ячну передачу 25 і 26 передається на рейкову шестерню 11 і далі на піноль 12. Таким чином, в цих режимах роботи подача шпинделя 9 разом з піноллю 12 – величина постійна, а подача свердла регулюється під час врізання пружиною 6 і в встановленому процесі свердління рівна подачі шпинделя 9.

При підході свердла до передвихідної зони, розташованої на відстані $\Delta = (0,2 \dots 0,5)D$ від нижнього торця деталі, піноль 12, яка рухається разом зі шпинделем 9 діє на штир 27 кінцевого вимикача 28, в результаті чого електричний ланцюг розривається, подача струму в котушку електромагнітної муфти 20 припиняється і остання вимикається.

В результаті крутний момент з вала 17 на зубчасті колеса коробки подач 21 не передається і силовий зв'язок між валом 17 і шестернею 19 відсутній. При цьому черв'як 25 являється нерухомим, а оскільки черв'ячна передача 25 – 26 являється самогальмівною, то

черв'ячне колесо 26 виявляється автоматично зафіксованим черв'яком від яких-небудь колових зміщень в обох напрямках. Оскільки рейкове колесо 11 встановлено на одному валу з черв'ячним колесом 26, то рейкове колесо 28 також нерухоме, і, в свою чергу, піноль 12 і шпindel 9 виявляються нерухомими в осьовому напрямку. Оскільки пружина 5 за час врізання в деталь 1 була стиснена на визначену величину, рівну: $\Delta_{np} = P_o / C_{np}$, де P_o – осьове зусилля встановленого процесу свердління, мм; C_{np} – жорсткість пружини, Н/мм, то при нерухомому в осьовому напрямку шпинделя, який обертається, зусилля стиснутої пружини сприяє подальшому переміщенню оправки 4 з патроном 3 і свердлом 2 в осьовому напрямку відносно нерухомого в осьовому напрямку корпуса 8. Свердло 2, яке переміщається під дією пружини 5 проходить далі в тіло оброблюваної деталі 1 з постійно зменшуючою подачею і в момент закінчення свердління (після виходу перемички свердла із деталі) за рахунок залишку запасу потенціальної енергії пружини свердло рухається з прискореною подачею. Оскільки при досвердлюванні отвору за рахунок зусилля пружини 5 подача і крутний момент постійно зменшуються, то, отже, зникає перевантаження свердла і приводу подач у цілому. В силу того, що саме в момент закінчення свердління перевантаження немає, через те, що пружина розслаблена, то в результаті деякого прискорення подачі свердла в момент закінчення ріжучими кромками свердла зриваються заусенці на виході із наскрізного отвору, чим покращується якість обробки.

Після закінчення свердління наскрізного отвору електромагнітну муфту 23 вимикають, що дає можливість валу 10 вільно прокручуватись в черв'ячному колесі 26, піноль 12 зі шпинделем 9 відводять вгору, при цьому автоматично замикаються контакти кінцевого вмикача 27 і знову замикається електричний ланцюг, в результаті чого струм поступає в котушку електромагнітної муфти 20 і шестерня 19 з'єднується зі своїм валом 17 і вмикають електромагнітну муфту.

В початковому положенні, коли вершина свердла ще не торкнулася матеріалу деталі, відстань h між торцем піноль 12 і штирем 28 вмикача 27 більша відстані від вершини свердла 2 до початку передвихідної зони, розташованої на відстані Δ від нижнього торця деталі 1. Це зв'язано з тим, що пружина 5 в такому випадку знаходиться у вільному недеформованому стані.

В процесі наладки приводу на свердління наскрізних отворів необхідно зробити пробне засвердлювання свердла 2 в деталь 1 і по лімбу зафіксувати переміщення пінолі 12, при якому має місце повне засвердлювання. Після цього необхідно виставити кінцевий вмикач 28 в таке положення, при якому відстань між даним положенням пінолі 12 і штирем 27 рівна: $l - (l_{ep} + \Delta)$, де l_0 – довжина деталі, мм; l_{ep} – шлях врізання (висота ріжучої частини свердла), мм; Δ - величина *передвихідної* зони, тобто віддаль від нижнього торця заготовки до вершини свердла, що характеризує появу пружної деформації цього торця, мм.

Для практичної реалізації запропонованого конструкторського рішення необхідно здійснити технологічне забезпечення, тобто отримати залежності і дані для розрахунків і вибору типу електромагнітної муфти у випадку, коли $P_{o\max} \leq [P_{m.n.}]$, а також конструктивних параметрів пружного елемента, наприклад, пружини патрона, із забезпеченням умов: $P_{np} \geq P_o$, де P_o – осьове зусилля при свердлінні, Н; $[P_{m.n.}]$ – допустиме, регламентоване паспортом верстата зусилля механізму подач, Н; P_{np} – зусилля, що створюється пружиною при її деформації (стиску) в процесі різання, Н.

Аналіз значень P_o , визначених за різними діючими нормативами та довідниками [2, 4, 8...11] і поданих на рис. 2 при постійних значеннях глибини різання – t , діаметру свердла D , подачі – S , швидкості різання – V показує наявність суттєвих розбіжностей. Так, наприклад, значення P_{o2} визначене за залежностями і даними поданими в [2] на 40% перевищує значення P_{o5} визначене за даними поданими в [8].

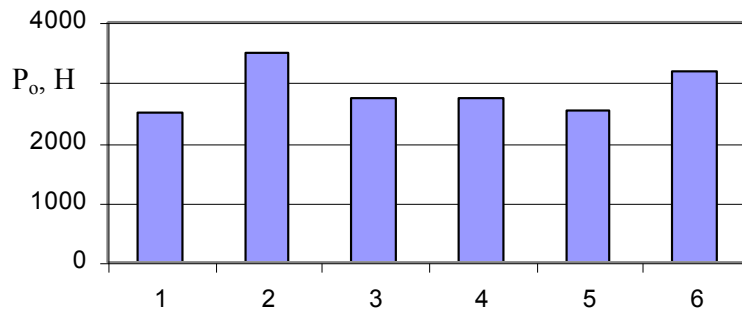


Рис. 2 – Гістограма значень осьового зусилля при свердлінні отвора в сталі при $d=const$, $S=const$, $V=const$ за різними літературними джерелами
1 – [4], 2 – [2], 3 – [11], 4 – [9], 5 – [8], 6 – [10]

З метою отримання достовірних осьових зусиль значень P_{oi} і крутних моментів M_i при свердлінні наскрізних отворів нами запропонована нова методика, яка базується на використанні методів теорії ймовірностей і математичної статистики.

Суть її полягає у наступному. Вибирають групу із m оброблюваних матеріалів. У Наприклад, із шести марок легованих сталей [10], тобто $m=6$: хромиста 15X (HB=179), 38XA (HB=207), хромомолібденова 30XM (HB=229), хромонікелева 20X2H4A (HB=269), хромованадієва 40XФ (HB=241) і хромокремнієва 40XC (HB=255). Формують k партій сверدل з однаковою їх кількістю j в кожній партії. Діаметри сверدل в кожній партії однакові, тобто $D_1 < D_2 < \dots < D_{k-1} < D_k$, де $D_1, D_2 \dots D_{k-1}, D_k$ – діаметри сверدل у першій, другій, k -партіях.

Використавши експериментальну установку (рис. 3), яка складається з вертикально-свердлильного верстата, свердлильного динамометра, тензометричної станції, реєструючого приладу та тарувального пристрою здійснюють із визначеною в залежності від діаметру свердла, подачею s і постійною V процес свердління отворів кожним свердлом із партії у заготовках з вибраних матеріалів і фіксують значення P_{okjm} та M_{kjm} .

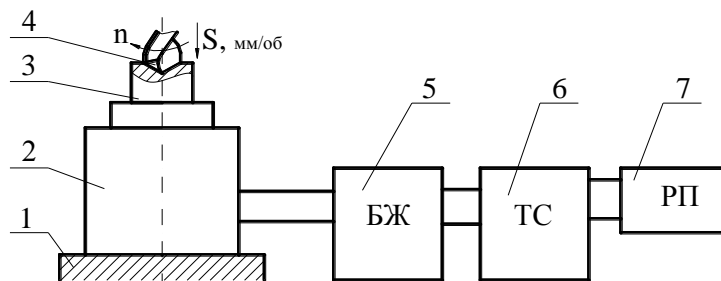


Рис. 3 – Схема експериментальної установки для визначення P_o та $M_{кр}$ при свердлінні на базі вертикально-свердлильного верстата:

1 – стіл вертикально-свердлильного верстата; 2 – двокомпонентний свердлильний динамометр; 3 – оброблювана заготовка; 4 – спіральне свердло; 5 – блок живлення; 6 – тензостанція; 7 – реєструючий пристрій (самописець).

Знаходять середні значення \bar{P}_{okm} при свердлінні всіма свердлами кожної партії, одного матеріалу. $\bar{P}_{o11} = \sum_{i=1}^j P_{o11i} / j$, $\bar{P}_{o21} = \sum_{i=1}^j P_{o21i} / j$, ..., $\bar{P}_{o(k-1)1} = \sum_{i=1}^j P_{o(k-1)1i} / j$, $\bar{P}_{ok1} = \sum_{i=1}^j P_{ok1i} / j$ де $P_{o11i}, P_{o21i}, \dots, P_{o(k-1)1i}, P_{ok1i}$ – значення осьових зусиль при свердлінні заготовок з першого матеріалу всіма свердлами j всіх партій k , де $i=1,2,3\dots j$. Здійснивши

експерименти за описаною методикою, отримують дані, на основі яких будують графіки залежності середніх значень \bar{P}_{okm} від діаметру свердл у кожній партії для різних матеріалів.

Значення P_o при заданих D, S, HB , використавши [10] подають у вигляді:

$$P_o = C_1 \cdot D^z \cdot S^y \cdot HB^n \quad (1),$$

де C_1 – коефіцієнт пропорційності; HB – твердість матеріалу, z, y, n – відповідно показники степенів, що характеризують вплив D, S, HB на P_o . Скориставшись залежністю [10]

$$S = C_s \cdot D^{0,6} \quad (2),$$

де C_s – коефіцієнт пропорційності і підставивши формулу (2) в формулу (1), отримують:

$$P_o = C_o \cdot D^{x_o}, \text{ де } C_o = C_1 \cdot HB^n \cdot C_s^y, \text{ де } x_o = z + 0,6 \cdot y \quad (3).$$

Для визначення x_o і C_o здійснюють лінеаризацію функції (3). Після логарифмування отримують:

$$\lg P_o = x_o \cdot \lg D + \lg C_o \quad (4).$$

Залежність (4) являє собою рівняння прямої лінії з кутовим коефіцієнтом $x_o = tg\beta$, де β – кут нахилу прямої до осі $OlgD$. Побудувавши в логарифмічних координатах при однакових масштабах по осях $Olg\bar{P}_{okm}$ і $OlgD_k$ за даними \bar{P}_{okm} і D_k графіки (рис. 4), отримують значення x_o для кожної прямої, що характеризує вплив D на P_o для кожного із матеріалів заготовок у вибірці.

Враховуючи те, що вибрані матеріали заготовок належать до однієї групи (наприклад, леговані сталі) [10], але мають різну твердість, а також і те, що свердла однієї партії ($D=const$) мають різну ширину перемички і певні розсіювання значень заднього головного кута α , то величина x_{om} буде випадковою. На основі граничної теореми Чебишева приймають гіпотезу, що величина x_{om} буде підкорятись нормальному закону розподілу. Тоді, середнє і

максимальне значення відповідно \bar{x}_o і $x_{o\max}$ будуть відповідно рівні: $\bar{x}_o = \sum_{i=1}^m x_{oi} / m$ і

$$x_{o\max} = \bar{x}_o + 3 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^m (x_{oi} - \bar{x}_o)^2 / (m-1)}.$$

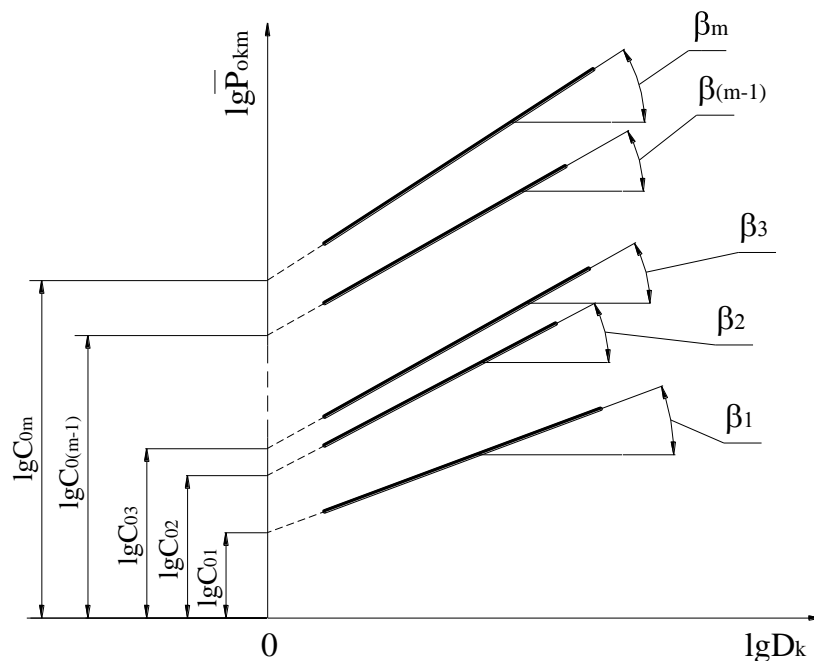


Рис. 4 – Схематичне зображення залежностей $\bar{P}_{okm} = f(D_k)$ в логарифмічних координатах для 1, 2 ... (m-1), m – го матеріалів.

Знайшовши на графіках залежності $\lg \bar{P}_{okm} = f(D_k)$ (рис. 4) довжини відрізків, що утворились від перетину прямих з віссю $O \lg \bar{P}_{okm}$, які характеризують залежність осьових зусиль від діаметрів для кожного із матеріалів вибірки i , визначивши значення антилогарифмів, отримують коефіцієнти $C_{01}, C_{02}, \dots, C_{0m-1}, C_{0m}$, які теж будуть випадковими величинами з характеристиками розсіювання : середнім значенням $\bar{C}_o = \sum_{i=1}^m C_{oi} / m$ і

дисперсією $D(C_o) = \sum_{i=1}^m (C_{oi} - \bar{C}_o)^2 / (m-1)$. Тоді знаходять найбільш імовірне значення

осьового зусилля для вибраної групи сталей: $P_{on} = \bar{C}_o \cdot D^{\bar{x}_o}$, і його максимальне значення:

$$P_{o\max} = \left(\bar{C}_o + 3 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^m (C_{oi} - \bar{C}_o)^2 / (m-1)} \right) \cdot D^{\bar{x}_o + 3 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^m (x_{oi} - \bar{x}_o)^2 / (m-1)}}. \quad (5)$$

Здійснивши статистичну обробку експериментальних даних по крутному моменту M_{kjm} , аналогічно обробці експериментальних даних відносно осьового зусилля P_{okjm} отримаємо формулу для визначення максимального крутного моменту який виникає при максимальному осьовому зусиллі $P_{o\max}$ відповідно

$$M(P_{o\max}) = \left(\bar{C}_M + 3 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^m (C_{Mi} - \bar{C}_M)^2 / (m-1)} \right) \cdot D^{\bar{x}_M + 3 \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^m (x_{Mi} - \bar{x}_M)^2 / (m-1)}}, \quad (6)$$

тут C_{Mi}, \bar{C}_M – відповідно коефіцієнти пропорційності та їх середнє значення; x_{Mi}, \bar{x}_M – відповідно показники степенів та їх середнє значення.

Слід відзначити, що отримані залежності (5) і (6) використовуються для розрахунку конструктивних параметрів механізмів подач ВСВ, а також для вибору електромагнітних муфт.

Основною умовою роботоздатності запропонованого модернізованого механізму подач є забезпечення умови $M_B > M(P_{o\max}) \leq M([P_{m.n.}])$, де M_B – номінальний обертовий момент, тобто номінальне (інформаційне) значення обертового (динамічного) моменту включеної муфти при наявності ковзання між дисками, яке має місце при розгоні, реверсі або гальмуванні вузла верстата; $M([P_{m.n.}])$ – допустиме значення моменту опору, який створюється регламентованим паспортом верстата осьовим зусиллям механізму подач. З вище згаданої умови, отримаємо: $M_B \geq K_z \cdot m_p \cdot z \cdot [P_{m.n.}] / 2000 \cdot \eta$, де $K_z = 1,15 \dots 1,25$ – коефіцієнт запасу; m_p – модуль рейкової шестерні; z – кількість зубів рейкової шестерні; η – коефіцієнт корисної дії механізму подач.

В конкретному випадку знайшовши, для заданого верстата M_B за [14] вибирають необхідну електромуфту з характеристиками: M_n – номінальний передавальний момент, тобто номінальне (інформаційне) значення передавального муфтою моменту при відсутності ковзання між дисками; M_B – номінальний обертовий момент, тобто номінальне (інформаційне) значення обертаючого (динамічного) моменту включеної муфти при наявності ковзання між дисками, яке має місце при розгоні, реверсі або гальмуванні вузла верстата; $M_{O.B}$ – залишковий обертовий момент, тобто інформаційне значення залишкового моменту обертання, який розвивається відключеною муфтою при наявності ковзання між дисками; ω – максимально допустима частота обертання, довідковий параметр; ΔP – теплорозсіювальна здатність муфти, тобто максимально допустима середня потужність, яка розсіюється муфтою у повторно-короткочасному режимі з частотою $z > z_n$; z_n – частота включень, яка забезпечує усереднювання втрат.

Висновки

1. Розроблена конструктивна схема удосконаленого механізму подач вертикально-свердильного верстата, яка забезпечує зміну подачі в процесі свердління наскрізних отворів.

2. Запропонована, на основі імовірнісного підходу, нова методика і отримані відповідні формули для визначення найбільш імовірних та максимальних значень осьового зусилля і крутного моменту при свердлінні наскрізних отворів в залежності від подачі, які можуть бути використані для визначення конструктивних параметрів механізмів подач ВСВ.

У перспективі буде доцільно дослідити вплив зменшення подачі при виході свердла з тіла оброблюваної заготовки на зниження крутного моменту і зменшення ймовірності поломок свердл та розмірів заусенців, що безперечно приведе до підвищення надійності процесу свердління і якості оброблених отворів, а також визначення економічного ефекту при використанні запропонованих конструкторських рішень.

Література: 1. А.с. 831411 СССР, МКП В23 В47/00. Автоматическое сверлильное устройство / С.Г. Нагорняк, П.Д. Кривый (СССР) – №2696642/25-08; заявлено 13.12.78; опубл. 23.05.81., бюл. № 19 – 4 с. 2. Барановский А.М. Режимы резания металлов. Справочник. / Барановский А.М. Изд. 3-е перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1972. – 408 с. 3. Вульф А.М. Резание металлов / Вульф А.М. – Л: Машиностроения, Ленинградское отделение / 1973. – 320 с. 4. Долматовский Г.А. Справочник технолога по обработке металлов резанием. / Долматовский Г.А. Изд. 3-е перераб. и доп. – М.: Машгиз, 1962. – 1236 с. 5. А.с. 1212708 СССР, МКП В23 В47/00. Механизм подачи шпинделя сверлильного станка / Н.И. Кузьмин, С.Г. Нагорняк, П.Д. Кривый (СССР) - №3728754/25-08; заявлено 27.02.84; опубл. 23.02.86, бюл. № 7 – 3 с. 6. А.с. 1426707 СССР, МКП В23 В47/04. Механизм подачи шпинделя сверлильного станка / С.Г. Нагорняк, П.Д. Кривый, Н.И. Кузьмин (СССР). - №4219902/31-08; заявлено 30.03.87; опубл. 30.09.88, бюл. № 36 – 6 с. 7. Нагорняк С.Г. Поэтапные кинематические схемы резания при сверлении сквозных отверстий и их практическая реализация / С.Г. Нагорняк, П.Д. Кривый, Н.И. Кузьмин // Известия вузов. Машиностроения.–1990. – №9. – С. 137-141 8. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. Часть I. Токарные, карусельные, токарно-револьверные, алмазно-розточные, сверлильные, строгальные, долбежные и фрезерные станки. Изд. 2-е, М.: Машиностроение, 1974. – 406 с. 9. Справочник технолога-машиностроителя. В. 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 10. Справочник технолога-машиностроителя. – Т2 / Под ред. Кована В.М. – Узд 2, испр. и доп. – М.: Машгиз. – 1963. – 912 с. 11. Справочник металлиста. В 5-и т. Т. 3. / Под ред. А. Н. Малова. – М.: Машиностроение, 1977. – 748 с. 12. Технология машиностроения. Под общей редакцией проф. Картавова С. А. – Киев: Техника. – 1965. – 528 с. 13. А.с. 1491624 СССР, МКП В23 В47/00. Устройство для сверления сквозных отверстий / С.Г. Нагорняк, Н.И. Кузьмин, П.Д. Кривый (СССР). – №4279167/31-08; заявлено 07.07.87; опубл. 07.07.89, бюл. №25. – 4 с. 14. Кочергин А. И. Конструирование и расчет металлорежущих станков./ Кочергин А. И. – М.: Машиностроение 1991 – 567 с. 15. А.с. 975238 СССР, МКП В23 В47/00. Устройство для сверления отверстий малого диаметра / Н.И. Кузьмин, П.Д. Кривый, В.Н. Сопрончук (СССР). – №3326065/25-08; заявлено 07.08.84; опубл. 23.11.82, бюл. №43 – 2 с. 16. Ertunc H.M., Loparo K.A. A Decision fusion algorithm for tool wear condition monitoring in Drilling // International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001, vol.41. – p. 1347 – 1362.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ПОДАЧИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ СВЕРЛЕНИИ СКВОЗНЫХ ОТВЕРСТИЙ

Кривий П.Д., Кобельник В.Р.

Предложена усовершенствованная конструктивная схема механизма подачи вертикально-сверлильного станка для обеспечения уменьшения подачи сверла при врезке и на выходе его из тела обрабатываемой заготовки. Создана методика для получения достоверных эмпирических зависимостей определения осевых усилий как функцию от диаметра сверла.

КОНСТРУКТОРСЬКО-ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗМІНИ ПОДАЧІ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ СВЕРДЛІННІ НАСКРІЗНИХ ОТВОРІВ

Кривий П.Д., Кобельник В.Р.

Запропоновано удосконалену конструктивну схему механізму подачі вертикально-сверлильного верстата для забезпечення зменшення подачі свердла при врізанні і на виході його із тіла оброблюваної заготовки. Створено методику для отримання достовірних емпіричних залежностей визначення осьових зусиль як функцію від діаметра свердла.

DESIGN AND TECHNOLOGICAL PROVIDING OF TOOL FEED CHANGING IN DRILING OF THROUNG HOLES

Krivoy PD, Kobelnyk VR

The modernized structural design of the vertical drilling machine feed mechanism is proposed. This mechanism is to provide the reducing of the drill while tool cutting into and exit from the machining work piece body. The technique to obtain the reliable empiric dependences of determining of axial forces in the function of a drill diameter is developed.

Ключевые слова: конструкторско-технологическое обеспечение, подача, сверло, сквозное отверстие

Ключові слова: конструкторсько-технологічне забезпечення, подача, свердло, наскрізний отвір

Key words: design-engineering support, feed, drill a hole

УДК 621.9

Ковалева Л.И., Родин Р.П., Пливак А.А.
НТУУ "КПИ", Киев, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ С ЗАОСТРЕННОЙ ПОПЕРЕЧНОЙ КРОМКОЙ И ОБРАТНЫМ УГЛОМ НАКЛОНА ПОПЕРЕЧНОЙ КРОМКИ

Введение

Условия резания на поперечной режущей кромке стандартного сверла осложняются из-за больших отрицательных значений передних углов. Ввиду этого поперечная режущая кромка вдавливаются в металл, расходуя при этом до половины осевой силы резания.

Уменьшить негативное влияние отрицательных передних углов на поперечной кромке можно за счет применения всевозможных подточек поперечной кромки, прорезки поперечной кромки или разработки прогрессивных конструкций спиральных сверл.

С целью улучшения геометрии поперечной кромки предложена конструкция спирального сверла с заостренной режущей кромкой и обратным углом наклона поперечной кромки, выведены зависимости для расчета передних и задних углов в нормальном к поперечной кромке сечении [1]. Однако влияние конструктивных и геометрических параметров сверла на геометрию поперечной кромки не исследовано, отсутствуют также рекомендации по применению таких сверл. Эти задачи решаются в данной статье.

Определение геометрических параметров заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона

Согласно [2] форма и геометрические параметры поперечной кромки стандартного сверла определяются формой задней поверхности сверла и величинами геометрических и конструктивных параметров.

При одноплоскостной заточке значения заднего угла α и угла наклона поперечной кромки ψ зависят от угла при вершине сверла 2φ и заднего угла на периферии $\alpha_{\text{ш}}$. Прямолинейная поперечная кромка не обеспечивает правильного центрирования сверла.

Двухплоскостная форма задней поверхности спиральных сверл позволяет получить независимые значения заднего угла на периферии $\alpha_{\text{ш}}$, угла при вершине 2φ и угла наклона поперечной кромки ψ . Поперечная кромка стандартного сверла с $2\varphi = 120^\circ$, $2d = 0.15D$, $\psi = 55^\circ$, $\alpha_{\text{ш}} = 12^\circ$ имеет угол в плане поперечной кромки $\varphi_{\text{П}} = 77^\circ 30'$, что обеспечивает лучшее самоцентрирование сверла при работе.

Величины передних углов $\gamma_{\text{П}}$ в нормальном к поперечной режущей кромке сечении при одноплоскостной и двухплоскостной заточке имеют отрицательные значения. Так для сверла с $2\varphi = 120^\circ$, $2d = 0.15D$, $\psi = 55^\circ$, $\alpha_{\text{ш}} = 12^\circ$ передний угол при одноплоскостной заточке $\gamma_{\text{П}} = -53,7^\circ$.

С целью устранения перечисленных недостатков было предложено сверло с заостренной поперечной кромкой и обратным углом ψ наклона поперечной кромки [2], схема режущей части которого изображена на рис. 1.

Задняя поверхность рассматриваемого зуба сверла состоит из двух плоскостей Σ_1 и Σ_2 . Положение задней плоскости Σ_1 основной режущей кромки AB определяется углом при вершине φ и инструментальным задним углом $\theta_{\text{П}}$, измеряемым в плоскости, перпендикулярной оси сверла. Положение задней плоскости Σ_2 определяется углом $\theta_{\text{ПФ}}$, измеряемым в плоскости, перпендикулярной оси сверла, и углом между осью сверла и линией пересечения плоскостей Σ_1 и Σ_2 , который в рассматриваемом случае принимается равным φ . В сечении I, идущим под углом ψ , выбирается форма поперечной режущей кромки (рис.2) состоящая из отрезков двух прямых BC и CE . Выбирается угол наклона

φ_{Π} поперечної режущої кромки. Створюється площина Σ_3 , на участку BC поперечної кромки. Положення площини Σ_3 визначається кутом φ_{Π} і прийнятим кутом ε_1 .

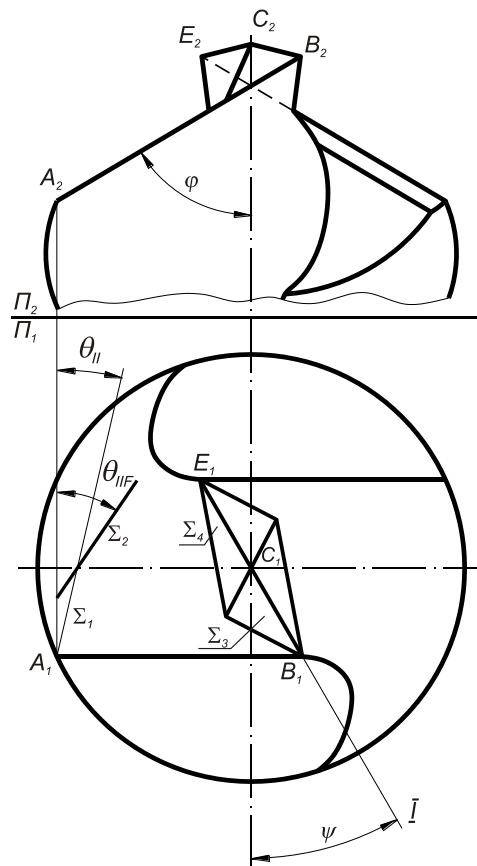


Рис. 1 – Схема режущої частини спірального сверла з заостреною поперечною кромкою і обратним ψ кутом нахилу поперечної кромки

Кут ε_1 вимірюється в площині XU і характеризує положення прямої CF , розташованої на площині Σ_3 .

Створюється площина Σ_4 на участку CE поперечної кромки. Положення площини Σ_4 визначається кутом φ_{Π} і прийнятим кутом ε_2 . Кут ε_2 вимірюється в площині XU і характеризує положення прямої CL , розташованої на площині Σ_4 .

Тоді величини передніх γ_{Π} і задніх α_{Π} кутів в нормальній до поперечної режущої кромки сеченні визначаються за наступними залежностями [2]:

$$\cos \alpha_{\Pi} = \frac{\sin \varepsilon_1 \cos \psi}{\sin \varphi_{\Pi} \sqrt{\cos^2 \psi + (\sin \varepsilon_1 \operatorname{ctg} \varphi_{\Pi} + \cos \varepsilon_1 \sin \psi)^2}},$$

$$\sin \gamma_{\Pi} = \frac{\sin \varepsilon_2 \cos \psi}{\sin \varphi_{\Pi} \sqrt{\cos^2 \psi + (\sin \varepsilon_2 \operatorname{ctg} \varphi_{\Pi} - \cos \varepsilon_2 \sin \psi)^2}}.$$

Таким чином, значення переднього γ_{Π} і заднього кутів α_{Π} залежать від незалежних кута нахилу поперечної режущої кромки ψ , кута в плані поперечної кромки φ_{Π} , кутів ε_1 і ε_2 . Ураховуючи, що величини кутів ψ , φ_{Π} , ε_1 і ε_2 можуть задаватися в широких межах, виникає задача визначення передніх γ_{Π} і задніх α_{Π} кутів в нормальній до поперечної режущої кромки сеченні.

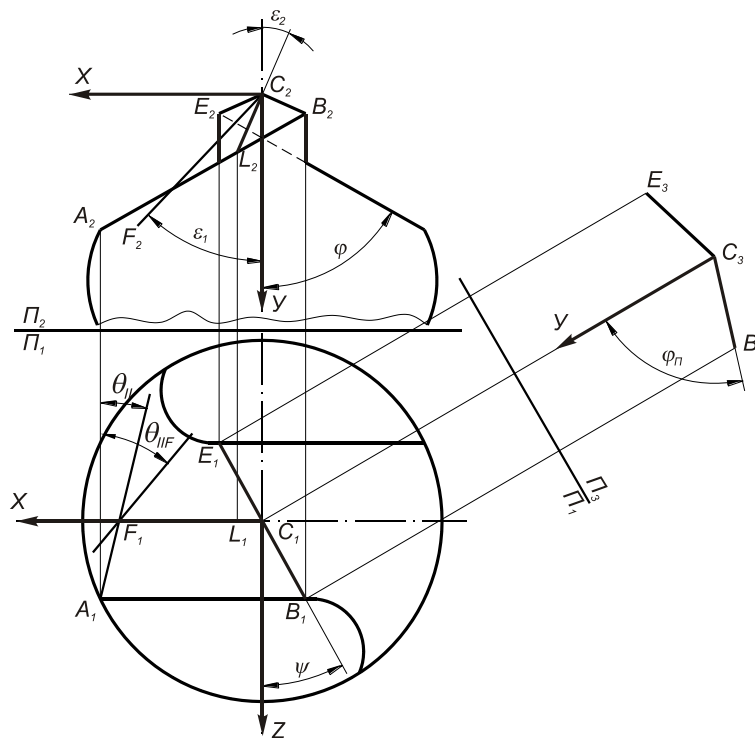


Рис. 2 - Конструктивные параметры заостренной поперечной кромки с обратным углом ψ наклона

Влияние конструктивных параметров на величины нормальных передних γ_{II} и задних α_{II} углов заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона

Для определения влияния углов наклона поперечной кромки ψ , угла φ_{II} в плане и угла ε_1 на величины задних углов α_{II} в нормальном к поперечной кромке сечении были подсчитаны значения углов α_{II} при изменении углов в таких диапазонах: $\psi = 10^\circ \div 80^\circ$, $\varphi_{II} = 10^\circ \div 80^\circ$, $\varepsilon_1 = 0^\circ \div 90^\circ$.

По результатам расчетов построены графики зависимостей углов α_{II} от величин углов ε_1 при различных значениях углов ψ и φ_{II} (рис. 3).

Анализ приведенных графических зависимостей показывает, что увеличение угла ε_1 приводит к уменьшению задних углов α_{II} на поперечной кромке. При вертикальном положении плоскости Σ_3 ($\varepsilon_1=0^\circ$) значения задних углов α_{II} равны 90° для всех значений ψ и φ_{II} выбранного диапазона. При $\varepsilon_1=90^\circ$ величина заднего угла α_{II} находится в пределах от 0.9° до 77.9° в зависимости от значений углов ψ и φ_{II} .

Интенсивность изменения угла α_{II} от угла ε_1 определяется взаимовлиянием углов ψ и φ_{II} . Влияние угла φ_{II} усиливается при увеличении угла наклона поперечной кромки ψ (рис. 3,а,б,в). Если угол ψ наклона поперечной кромки равен 10° величины угла φ_{II} в плане оказывают наименьшее влияние на зависимости $\alpha_{II}(\varepsilon_1)$ (рис. 3,а). При значениях углов ψ больших 10° отличие зависимостей $\alpha_{II}(\varepsilon_1)$ резко возрастает при увеличении углов φ_{II} в диапазоне изменения углов ε_1 больших 50° (рис. 3,б,в).

Характер влияния угла ψ наклона поперечной кромки на задние углы α_{II} в меньшей степени зависит от угла φ_{II} в плане. Уменьшение угла ψ наклона поперечной кромки

приводит к более резкому уменьшению заднего угла α_{II} для всех углов ε_1 выбранного диапазона (рис. 3,г).

Влияние углов наклона поперечной кромки ψ , угла φ_{II} в плане и угла ε_2 на величины передних углов γ_{II} в нормальном к поперечной кромке сечении исследовалось при изменении углов в таких пределах: $\psi = 10^\circ \div 80^\circ$, $\varphi_{II} = 10^\circ \div 80^\circ$, $\varepsilon_2 = 0^\circ \div 90^\circ$.

По результатам расчетов построены графики зависимостей углов γ_{II} от величин углов ε_2 при различных значениях углов ψ и φ_{II} (рис. 4).

Из графических зависимостей видно, что увеличение угла ε_2 приводит к увеличению передних углов γ_{II} на поперечной кромке. При $\varepsilon_2 = 0^\circ$ значения передних углов γ_{II} равны 0° для всех значений углов ψ и φ_{II} . При $\varepsilon_2 = 90^\circ$ значения передних углов находятся в диапазоне $12^\circ \div 89^\circ$ и зависят от значений углов ψ и φ_{II} .

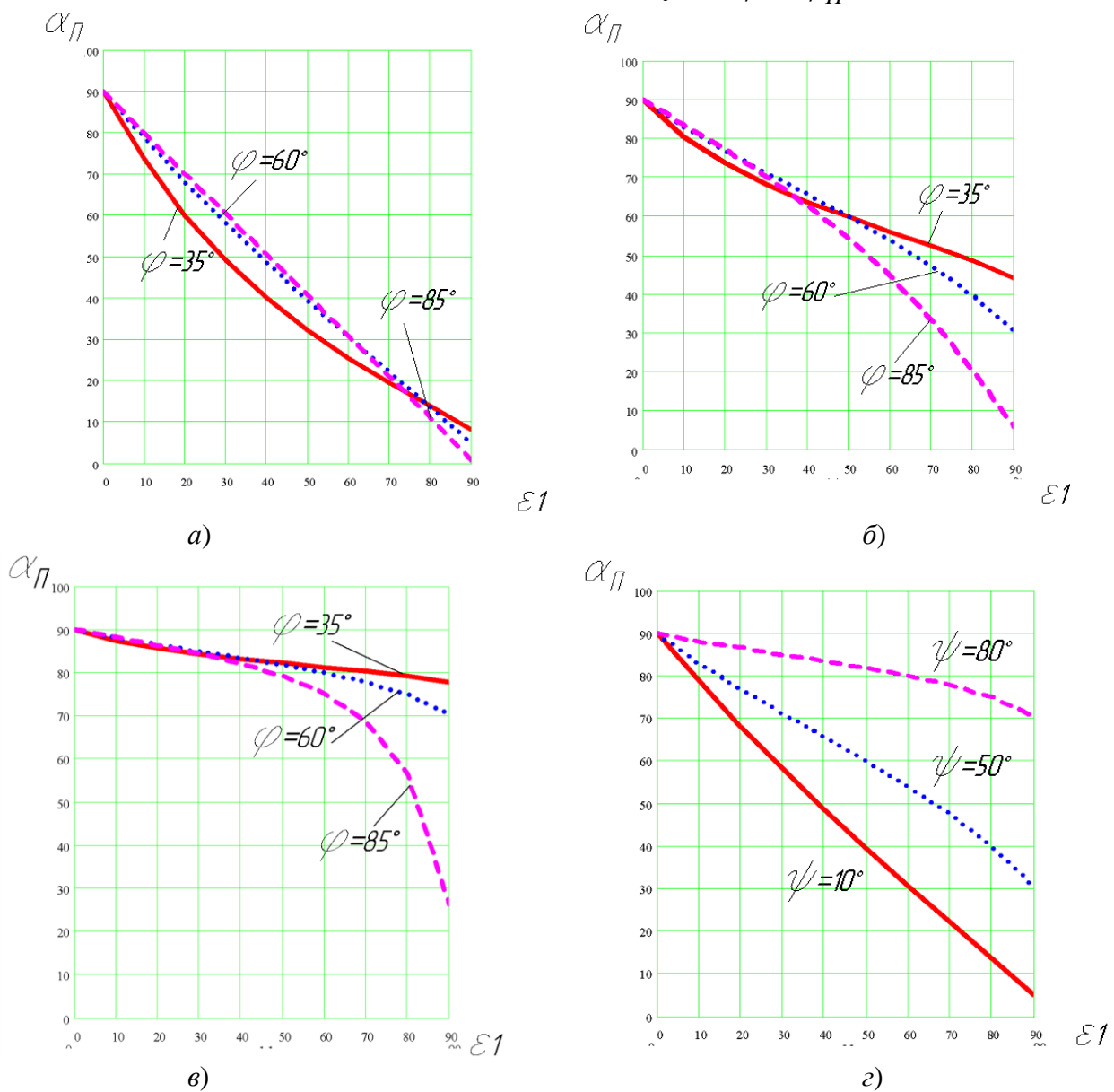


Рис. 3 – Влияние угла ψ наклона поперечной кромки и угла φ_{II} в плане поперечной кромки на величины задних углов α_{II} при:
 а - $\psi = 10^\circ$; б - $\psi = 50^\circ$; в - $\psi = 80^\circ$; г - $\varphi_{II} = 60^\circ$.

Анализ графиков (рис. 4,а,б,в) показывает, что в диапазоне изменения угла ε_2 от 0° до 50° графические зависимости $\gamma_{II}(\varepsilon_2)$ мало отличаются друг от друга. Величины передних углов γ_{II} почти не зависят от углов φ_{II} в плане поперечной кромки и определяются значениями углов ψ наклона поперечной кромки. При изменении угла ε_2 в пределах $50^\circ \div 90^\circ$ степень влияния углов φ_{II} возрастает.

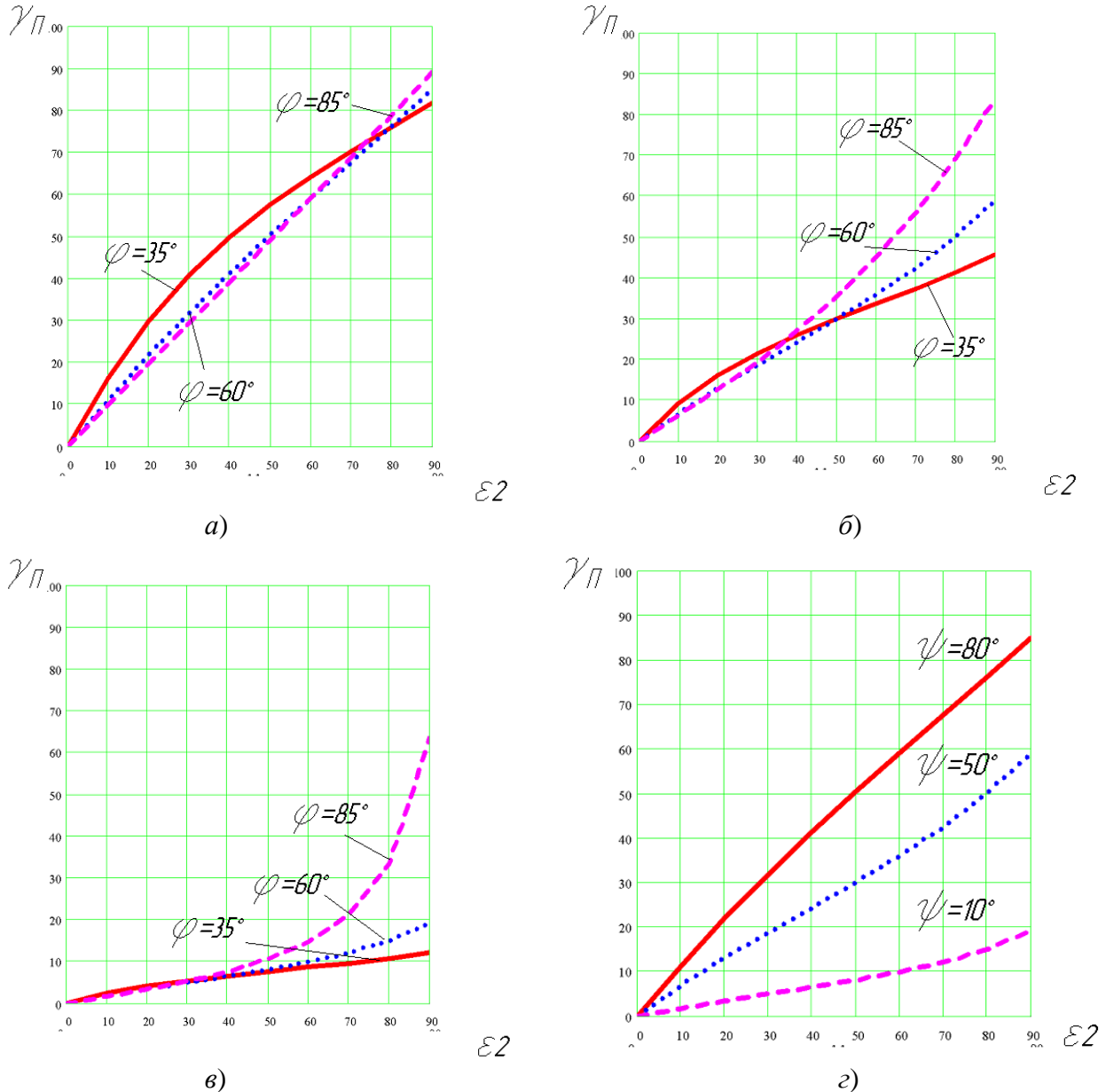


Рис. 4. Влияние угла ψ наклона поперечной кромки и угла φ_{II} в плане поперечной кромки на величины передних углов γ_{II} при:

а - $\psi = 10^\circ$; б - $\psi = 50^\circ$; в - $\psi = 80^\circ$; г - $\varphi_{II} = 60^\circ$.

Уменьшение углов ψ наклона поперечной кромки на всем диапазоне изменения углов ε_2 приводит к увеличению передних углов γ_{II} (рис. 4,г).

С помощью рис. 3,4 можно определить параметры заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона, при которых задний α_{II} и передний γ_{II} углы в нормальном к поперечной кромке сечении будут равны выбранным значениям.

Анализ показывает, что для заданных величин углов $\alpha_{\Pi}=12^{\circ}$ и $\gamma_{\Pi}=20^{\circ}$ поперечной кромки, рекомендуются следующие значения параметров: $\psi=10^{\circ}$, $\varphi_{\Pi}=35^{\circ}\div 85^{\circ}$, $\varepsilon_1=79^{\circ}\div 83^{\circ}$, $\varepsilon_2=12^{\circ}\div 20^{\circ}$ или $\psi=50^{\circ}$, $\varphi_{\Pi}=85^{\circ}$, $\varepsilon_1=86$, $\varepsilon_2=30.4^{\circ}$.

Таким образом, для выбранных величин переднего угла γ_{Π} и заднего угла α_{Π} можно получить различные конструкции заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона.

Выводы

Исследовано влияние конструктивных и геометрических параметров заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона на величины задних и передних углов поперечной кромки.

Даны рекомендации по выбору параметров заостренной поперечной кромки заданной геометрии.

Литература: 1. Родин Р.П., Корбут Е.В., Адаменко Ю.И. Спиральные сверла с обратным углом наклона поперечной кромки. // Вестник НТУУ "КПИ". Машиностроение.-К.: НТУУ "КПИ", 2005.-Вып. 46.- С. 69-71. 2. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла.-К.: Техника, 1971.-136 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДДМА

ИССЛЕДОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ С ЗАОСТРЕННОЙ ПОПЕРЕЧНОЙ КРОМКОЙ И ОБРАТНЫМ УГЛОМ НАКЛОНА ПОПЕРЕЧНОЙ КРОМКИ

Ковалева Л.И., Родин Р.П., Пливак А.А.

Исследовано влияние конструктивных и геометрических параметров заостренной поперечной кромки с обратным углом наклона на величины задних и передних углов в нормальном к поперечной кромке сечении.

Даны рекомендации по выбору параметров заостренной поперечной кромки заданной геометрии.

ДОСЛІДЖЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ СПІРАЛЬНИХ СВЕРДЕЛ ІЗ ЗАГОСТРЕНОЮ ПОПЕРЕЧНОЮ КРОМКОЮ ТА ЗВОРОТНІМ КУТОМ НАХИЛУ ПОПЕРЕЧНОЇ КРОМКИ

Ковальова Л.І., Родін Р.П., Плівак О.А.

Досліджено вплив конструктивних та геометричних параметрів загостреної поперечної кромки із зворотнім кутом нахилу на величини задніх та передніх кутів у нормальному до поперечної кромки перерізі.

Дано рекомендації по вибору параметрів загостреної поперечної кромки завданої геометрії.

RESEARCH OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF SPIRAL DRILLS WITH SHARP CHISEL EDGE AND REVERSE ANGLE OF SLOPE OF CHISEL EDGE

Lubov Kovalova, Rodion Rodin, Oleksandr Plivak

It has been investigated Influence of structural and geometrical parameters of sharp chisel edge with the reverse angle of slope on the sizes of clearance and rake angle in a normal to the chisel edge section.

It has been given recommendation for the choice of parameters of sharp chisel edge of the adjusted geometry.

Ключевые слова: геометрические параметры, спиральное сверло

Ключові слова: геометричні параметри, спіральне сверло

Key words: geometrical parameters, twist drill

УДК 621.9

Вітренко О.С., Белозьорова В.В., Кириченко І.О., Кузменко Н.М.
СНУ ім. В. Даля, м. Луганськ, Україна

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ЗМІЦНЮВАЛЬНОЇ НАКАТКИ ЗУБЦІВ

Вступ

Зубчасті колеса належать до найбільш розповсюджених деталей машин та механізмів. Кожен рік їх виготовляється сотні мільйонів штук. Підвищення продуктивності та якості виготовлення циліндричних зубчастих коліс із одночасним зниженням їх собівартості є однією з найбільш актуальних задач технологів та інструментальників усього світу.

Суттєве покращення експлуатаційних властивостей коліс може бути досягнуте за рахунок накатки їх зубців за допомогою різноманітних схем накатки та накатних інструментів. Точність такої накатки залежить від точності накатного інструмента, проектування якого засновано на формоутворенні поверхонь, яка запропонована в роботах Гречишнікова В.А., Іноземцева Г.Г., Лашнева С.І., Равської Н.С., Родіна П.Р., Семенченка І.І., Сухорукова Ю.Н., Цвиса Ю.В. та інших. Існує велика кількість накатного інструмента, а також способів його формоутворення, які мають цілий ряд недоліків. Тому в даній роботі розглядається принципово новий накатний інструмент, одержаний за допомогою нової схеми формоутворення основної інструментальної поверхні, а також розглядається процес накатки зубців зубчастих коліс за допомогою розробленого інструмента.

Таким чином, дана робота спрямована на підвищення точності оздоблювальної обробки зубців зубчастих коліс за рахунок розробки принципово нової геометрії накатного інструмента.

Основна частина

Аналіз розглянутих шляхів підвищення точності накатки зубців дозволяє розділити їх на дві основні групи [1,2,]. Перша оснований на усуненні недоліків такої обробки за рахунок ускладнення технології обробки, а друга - на розробці принципово нового інструмента і, як наслідок, розробки нових схем його формоутворення. Треба відзначити, що другий шлях є найбільш ефективним.

Існуючі в промисловості методи накатки зубців та інструмент, що використовується для цього, мають істотні недоліки. Це призводить до того, що з одного боку накатаного зуба утворюється западина, а з другого - бугор, що призводить до відхилення профілю зуба, від правильної евольвентної форми[3,4]. Тому в роботі розглянуті умови підвищення стомленої міцності зубців циліндричних зубчастих коліс, яке здійснюється за рахунок накатки зубців за допомогою спеціально спроектованих багатозахідних накатних інструментів.

Таким чином, для розв'язання питання підвищення точності накатки зубців циліндричних зубчастих коліс необхідно дослідити нову схему формоутворення накатного інструмента.

Було проведено дослідження визначення профілю накатного інструмента в залежності від схеми його формоутворення. Багатозахідний накатний інструмент, маючий змогу накатувати зубчасті колеса будь якої геометрії, повинен бути виготовлений за допомогою зубооброблювальної рейки. В цьому випадку він має принципово нову геометричну форму, огинаюча котрої є однополосний гіперболоїд. Для спрощення процесу виготовлення накатника твірне зубчасте колесо 1 будемо рухати вздовж прямолінійної формоутворюючої однополосного гіперболоїда 2, в цьому випадку таке колесо в своєму відносному русі опише прямозубу рейку. Схема формоутворення гіперболоїдного зубчастого накатника приведена на рис.1.

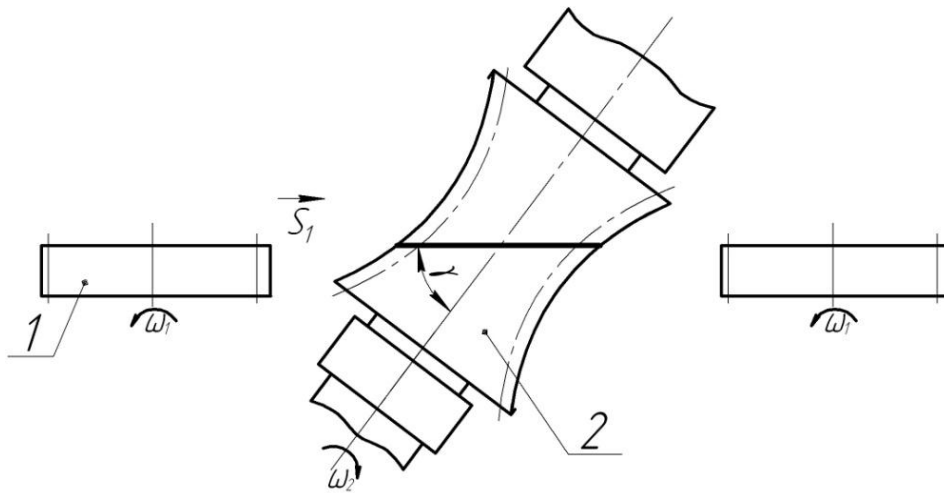


Рис. 1 – Схема формоутворення накатного інструмента

Гіперболоїдний накатник та циліндричне інструментальне зубчасте колесо, що виготовляється, обертаються навколо своїх осей, схрещених під кутом γ з кутовими швидкостями ω_1 та ω_2 . Крім того, інструментальне колесо подається з подачею S вздовж прямолінійної утворюючої однополосного гіперболоїда.

Рівняння такого колеса у векторно-параметричному вигляді:

$$\vec{r}_1 = x_1(\psi)\vec{i} + y_1(\psi)\vec{j} + z_1(k)\vec{k},$$

де ψ, k - криволінійні координати вздовж та поперек зуба.

За допомогою теорії поверхонь, матричного обчислення і диференціальної геометрії переходимо від системи координат, що пов'язана з інструментальним колесом, до системи координат, що пов'язана з гіперболоїдним накатником. В цьому випадку одержимо сімейство шуканих гіперболоїдних поверхонь. Для знаходження профілю гіперболоїдного накатника до трьох рівнянь, які описують це сімейство поверхонь, додаємо рівняння зв'язку, яке за своєю суттю є основним законом зчеплення. В результаті цих дій було одержано чотири рівняння (1), які описують шуканий накатник у вигляді однополосного гіперболоїда.

Для знаходження профілю накатного інструмента потрібно обчислити його координати $x_2; y_2$ в залежності від осьової координати z_2 . Для цього, варіюючи профільним кутом, знаходимо кут повороту φ_1 , при якому існує торкання зубців інструментального колеса формоутворюючим накатником. Аналіз рівнянь (1) показує, що профіль знайденого гіперболоїдного накатника буде змінним у всіх його перерізах, тому такий інструмент можливо отримати тільки за допомогою запропонованих рухів при його формоутворенні.

$$\begin{aligned} x_2 &= x_1(\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_1 \sin \varphi_2 \cos \gamma) + y_1(\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 \cos \gamma - \\ &- \sin \varphi_1 \sin \varphi_2) - z_1 \sin \varphi_2 \sin \gamma + A \cos \varphi_2 - S_0 \sin \varphi_2 \sin \gamma; \\ y_2 &= x_1(\sin \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - \sin \varphi_2 \cos \varphi_1) + y_1(\sin \varphi_1 \sin \varphi_2 + \\ &+ \cos \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma) - z_1 \cos \varphi_2 \sin \gamma - S_0 \cos \varphi_2 \sin \gamma - A \sin \varphi_2; \\ z_2 &= x_1 \sin \varphi_1 \sin \gamma - y_1 \cos \varphi_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma + S_0 \cos \gamma + S_T; \\ f_1(k; \varphi_1; \psi) &= (u_{21} \cos \gamma - 1)[y_1 y_1' + x_1'(x_1 - r)] - \\ &- z_1 u_{21} \sin \gamma (y_1' \cos \varphi_1 + x_1' \sin \varphi_1) - A u_{21} \cos \gamma (y_1' \sin \varphi_1 - x_1' \cos \varphi_1) = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

де φ_1 - кут обертання інструментального циліндричного зубчастого колеса; φ_2 - кут обертання формоутворюваного накатного інструмента; A - найкоротша міжосева відстань; γ -

кут схрещення осей інструментального колеса і гіперболоїдного накатника; S_0 - осьова подача; S_T - тангенціальна подача; r – радіус основного кола.

Запропонований спосіб нарізування гіперболоїдних зубчастих коліс та інструментів дозволяє на серійному зубооброблювальному обладнанні одержувати накатні інструменти, поверхня яких являє собою однополосний гіперболоїд. Варіанти виготовлення такого інструмента наведені на рис. 1.



Рис. 2 – Виготовлення гіперболоїдного накатника

На першій схемі виготовлення гіперболоїдних накатників формоутворення зубців виконується за допомогою інструментального зубчастого колеса. На другій схемі одночасно оброблюється зовнішня поверхня накатного інструмента та нарізуються його зубці. За допомогою розроблених способів виготовлення накатних інструментів були виготовлені накатні інструменти з кількістю зубців $z_2 = 13..33$, з діаметром ділильного кола $d_d = 31..82\text{мм}$, з кутом нахила зуба $\beta = 14^\circ..44^\circ$. Виготовлений накатний інструмент наведений на рис. 2.



Рис. 3 – Накатний інструмент різноманітної геометрії.

На наступному етапі експериментальних робіт проведена накатка зубців зубчастих коліс з кількістю зубців $z_1 = 50; 68; 100$ за допомогою гіперболоїдних накатників із кількістю заходів $z_2 = 14; 17; 33$. Накатні зубчасті колеса були перевірені на точність. Були досліджені відхиленням величини міжцентрової відстані, товщини накатаних зубців. Крім того була вивчена структура і фізико-механічні властивості матеріалу оброблених зубців, виявлена глибина розташування остаточних напружень в поверхневому шарі накатаних зубців. Завдяки теоретичним та експериментальним дослідженням були розроблені рекомендації до вибору режимів накатки.

Контроль якості оброблених зубців здійснювався на контрольно-скануючому обладнанні з шагом 0,002 мм/шаг. Зубчасті колеса з кількістю зубців 50; 68; 10, які були оброблені за допомогою накатного інструмента з кількістю зубців $z_2 = 17; 29$, мали похибку профілю зуба в чотири рази меншу ніж у зубчастих коліс, накатаних існуючим інструментом. Крім того, вимірювання виявили повну відсутність хвилі пластично деформованого металу з однієї сторони накатаного зуба та впадини з другого боку по ділільному колу зуба. В роботі було досліджено вплив вихідної шорсткості зубців на шорсткість зубців оброблюваного колеса. Також було досліджено вплив зусилля накатки на якість оброблених зубців.

Висновки

У результаті виконаних досліджень розроблена принципово нова схема формоутворення гіперболоїдного інструмента для зміцнювальної обробки зубців циліндричних зубчастих коліс, яка дозволяє накатувати циліндричні зубчасті колеса з будь-якою кількістю зубців на стандартному зубооброблювальному обладнанні.

Удосконалена теорія проектування накатного інструмента для накатки зубців циліндричних зубчастих коліс.

Проведена експериментальна накатка зубців відмінних по геометрії зубчастих коліс з використанням розробленого накатного інструмента, яке дозволило отримати зубчасті колеса сьомого ступеня точності.

Література: 1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. – М.: Наука, 1968. – 584 с. 2. Основи формоутворення поверхонь при механічній обробці / [Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколаєнко Т.П., Мельничук П.П.] – Житомир: ЖИТИ, 2000. – 169 с. 3. Гохман Х.И. Теория зацеплений, обобщенная и развитая путем анализа / Х.И. Гохман. – Одесса, 1986. 4. Дусев И.И. Общие вопросы пространственных зацеплений / И.И.Дусев // Исследование пространственных зацеплений и вопросы прикладной механики. – Новочеркасск: Новочеркасский политехн. ин-т., 1969, т.187. – С.3-16.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ УПРОЧНЯЮЩЕЙ НАКАТКИ ЗУБЬЕВ

Витренко О.С., Белозерова В.В., Кириченко І.О., Кузменко Н.М.

На основании выполненных теоретических исследований была разработана принципиально новая схема формообразования гиперболоидного накатного инструмента, применяемого для упрочняющей накатки зубьев цилиндрических зубчатых колес. Впервые производящее инструментальное зубчатое колесо в процессе формообразования двигалось вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперболоида. Это позволило в аналитическом виде в пространственном станочном зацеплении получить поверхность зубьев гиперболоидных многозаходных накатников.

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ЗМІЦНЮВАЛЬНОЇ НАКАТКИ

Вітренко О.С., Белозьорова В.В., Кириченко І.О., Кузменко Н.М.

Враховуючи теоретичні дослідження, була розроблена принципово нова схема формоутворення гіперболоїдного накатного інструмента, який використовувався для зміцнювальної накатки зубців циліндричних зубчастих коліс. Вперше утворююче інструментальне зубчасте колесо в процесі формоутворення рухалося вздовж прямолінійної утворюючої однополосного гіперболоїда. Це дозволило в аналітичному вигляді в просторовому верстатному зачепленні одержати поверхню зубців гіперболоїдних багатозахідних накатників.

INCREASE OF TEETH KNURLING STRENGTHENING PRECISION

Vitrenko O.S., Belozorova V.V., Kirichenko I.A., Kuzmenko N.N.

Principally new scheme of knurling instrument used for strengthening and finishing knurling of cylindrical gears teeth production has been developed on the basis of performed theoretical investigations. It is for the first time that producing instrumental tooth-wheel moved along the linear generating of one-cavity hyperbola in the shaping process. It allowed for analytical obtaining of multi-pass hyperbola rollers teeth surface in a space engagement.

Ключевые слова: точность, упрочнение, накатка, зубчатые колеса, формообразование, гиперболоида, накатник.

Ключові слова: точність, зміцнення, накатка, зубчасті колеса, формоутворення, гіперболоїда, накатники.

Key words: accuracy, hardening, rolling, gear wheels, shaping, hyperboloid, recuperator.

УДК 621.923

Волкогон¹ В.М., Антонюк² В.С., Федоран¹ Ю.А., Котляр¹ Д.А., Кравчук¹ А.В.

¹Інститут проблем матеріалознавства ім. І.Н. Францевича НАН України, г. Київ, Україна

²НТУ України «Київський політехнічний інститут», г. Київ, Україна

ЗАВИСИМОСТЬ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ОТ ВИДА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Вступление

При механической обработке инструментальных легированных сталей определяющее влияние на формирование поверхностных слоев оказывает воздействие высоких температур и давлений в зоне резания. Происходящие при этом структурные изменения зависят от величины указанных факторов, а также от химического состава и исходной структуры материала. В отличие от обычной термообработки это происходит в процессе пластической деформации, вызванной высокими контактными давлениями, скоростями нагрева и охлаждения поверхностных слоев металла [1].

В случае механической обработки высокопрочных конструкционных сталей в поверхностных слоях формируется две зоны структурного состояния: непосредственно у поверхности – зона вторичной закалки и прилегающая к ней зона, соответствующая структуре скоростного высокотемпературного отпуска. Глубина распространения указанных зон структурных изменений в поверхностных слоях сталей при различных режимах механической обработки определяется различным сочетанием температуры и давления контактных пар [2, 3].

Механическая обработка инструментальных легированных сталей режущим инструментом слабо влияет на прочность и пластичность как мягких, так и закаленных сталей, но оказывает существенное влияние на их сопротивление циклическим нагрузкам [4]. Это объясняется развитием усталостного разрушения, как правило, с поверхности и в малом объеме; при этом всякое локальное ослабление материала вызывает появление сдвигов с надрывами и на их основе усталостных трещин. [5].

Токарная обработка, по сравнению с полированием и шлифованием, снижает сопротивление усталости конструкционных и инструментальных сталей из-за худшей микрогеометрии поверхности. При этом разные виды токарной обработки оказывают различное влияние на выносливость, и чем грубее токарная обработка, тем ниже выносливость сталей [6].

Наиболее существенное влияние токарной обработки на выносливость инструментальных легированных сталей оказывают радиус закругления резца, передний угол, величина подачи и скорость резания [7]. Изменение глубины резания мало влияет на сопротивление усталости сталей, поскольку микрогеометрия обработанной поверхности не существенно зависит от указанного параметра; а некоторое возрастание наклепа при увеличении глубины резания компенсируется ростом остаточных напряжений растяжения. [8].

Процесс шлифования при обработке инструментальных легированных сталей, как правило, приводит к снижению сопротивления усталости, обусловленному возникновению при обработке растягивающих напряжений. Остаточные напряжения сжатия – повышают, а растяжения – снижают сопротивление усталости стали [9].

Применение сверхтвердых инструментальных материалов, таких как Гексанит, имеющих высокую теплопроводность, должно способствовать смещению уровня остаточных напряжений и, как следствие, повышению прочностных свойств обработанных материалов [10, 11]. Однако этот вопрос использования нитридной керамики при обработке при обработке инструментальных легированных сталей точением и шлифованием исследован недостаточно.

Цель работы

Исследование особенностей влияния вида инструментального материала и режимов механической обработки на структурное состояние и прочностные характеристики поверхностных слоев инструментальной легированной стали ХВСГ.

Методика исследования

Для изучения особенностей влияния вида инструментального материала на структурное состояние проведены исследования поверхностных слоев стали ХВСГ при шлифовании абразивными и кругами из Гексанита-А и при точении резцами из Гексанита-Р.

Процесс изготовления образцов состоял из резки круглого проката на заготовки, предварительной токарной, полустачковой и чистовой их обработки. Для исследования влияния процесса шлифования образцы из стали ХВСГ (ГОСТ 5950-73) твердостью НРС 54...56 изготавливали в виде цилиндров высотой 10 мм и диаметром 50 мм, а для процесса точения - длиной 250 мм, которые закаливали при температуре 850 °С (с охлаждением в масле) и отпускали при температуре 200 °С на воздухе.

Исследования процесс шлифования проводили на круглошлифовальном станке 3Б12 абразивными кругами: ПП 250x16x76 63С 6 СМ1К, и на плоскошлифовальном станке модели 3171М кругами ПП 300x20x127 63С 40 СМ1К. а также кругами ПП 250x16x5x76 ГА 125/100 100% БСТ из гексанита – А.

Точения осуществляли на токарном станке мод. 16К20 резцами из гексанита-Р с режимами обработки – скорость резания $V = 20, 40, 80, 160$ и 250 мм/мин, подача $s = 0,07$ мм и глубина резания $t = 0,25$ мм.

Количество остаточного аустенита (f_γ) в исследуемых образцах определяли по данным измерения интегральной интенсивности рентгеновских линий (110) и (111) α и γ -фазы с учетом фактора повторяемости:

$$f_\gamma = \frac{S_\gamma}{0,66 \cdot S_\alpha + S_\gamma} \cdot 100\% \quad (1)$$

где S_α ; S_γ – интегральная интенсивность рентгеновских линий α и γ -фазы, соответственно.

Численные значения S_α и S_γ определялись путем планиметрирования соответствующих линий. Напряжения I-рода в поверхностных слоях оценивались рентгенографически как сумма главных напряжений ($\sigma_1 + \sigma_2$) по формуле:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \frac{E}{\mu} \cdot \text{ctg} \Theta \cdot \Delta \Theta \quad (2)$$

где E - модуль упругости; μ - коэффициент Пуассона; $\Delta \Theta = \Theta - \Theta_0$ – разность углов K_α – компонентов α и γ фаз после механической обработки (Θ) и исходной (Θ_0).

Исследования микротвердости поверхностных слоев образцов проводили на микротвердомере мод. ПМТ-3 при нагрузке 0,2Н и 0,5Н.

Рентгеноструктурные исследования проводились методом послойного анализа на дифрактометре ДРОН-3 в Fe Ka-излучении.

Усталостные испытания образцов проводились в условиях консольного изгиба с вращением. Частота изменения нагрузки составляла – 15,0 Гц, база испытаний – 10 млн. циклов. Для построения кривой усталости испытывалось не менее 15 образцов, обработанных по принятому режиму резания. Полученные в результате расчета средние значения $\ln \bar{\sigma}$, $\ln \bar{N}$, среднеквадратичные отклонения значений σ_i и $\ln N_{pi}$, коэффициент корреляции и другие являются исходными для получения корреляционного уравнения – уравнения кривой усталости:

$$\ln N_p = A + M \ln \sigma \quad (3)$$

где N_p - среднее число циклов до разрушения образца при напряжении σ ; A , M – коэффициенты.

Обсуждение результатов

Исследования микротвердости образцов в зависимости от глубины слоя при шлифовании абразивным кругом (рис. 1), и кругом из Гексанита-А (рис. 2) и точении резцом из Гексанита – Р (рис. 3) показали, что глубина зоны вторичной закалки уменьшается с увеличением теплопроводности обрабатываемого инструментального материала. При этом зона высокотемпературного отпуска находится на глубине 30-650мкм для абразивного круга, 30-300мкм для круга из Гексанита-А, и 8-12мкм в случае точения резцом из Гексанита–Р.

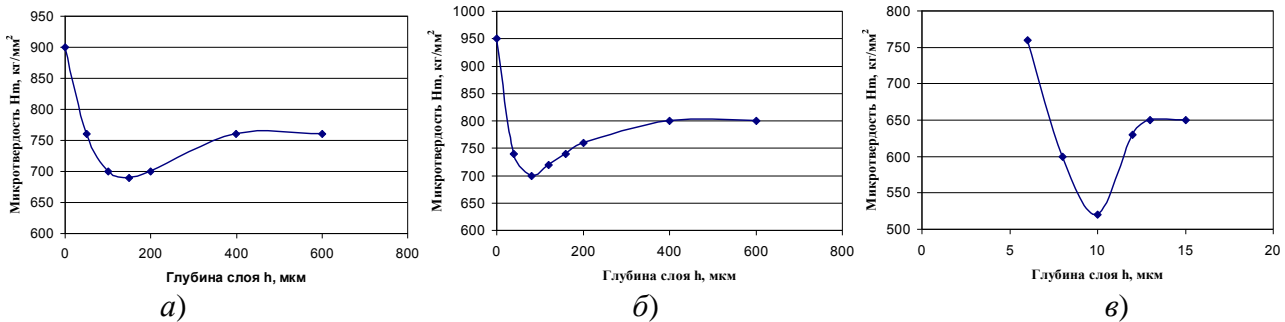


Рис. 1 – Изменение микротвердости по глубине поверхностного слоя при шлифовании абразивным кругом (а) кругом из Гексанита-А (б) при точении резцом из гексанита – Р (в)

Таким образом, при снижении температуры в зоне обработки глубина нарушенного слоя уменьшается и становится минимальной для поверхности обработанной резцом из Гексанита – Р (рис. 1 в).

Результаты измерения остаточного аустенита после шлифования абразивным кругом и кругом из Гексанита-А приведены в табл. 1, а после точения резцом из Гексанитом-Р в табл. 2. Как видно из таблиц глубина нарушенной концентрации аустенита меньше в несколько раз глубины нарушенной микротвердости и составляет в случае обработки абразивным кругом -120 мкм, а кругом из Гексанита-А – 80 мкм.

Таблица 1

Количество остаточного аустенита, $f_{\gamma}\%$ в стали ХВСГ после шлифования абразивным кругом и кругом из Гексанита-А

№ п/п	Глубина, мкм	10	20	30	40	80	120	160
1	Круг абразивный	24	25	23	23	29	30	30
2	Круг из гексанита – А	32	27	26	29	30	30	30

Таблица 2.

Количество остаточного аустенита, $f_{\gamma}\%$ в стали ХВСГ после точения резцом из Гексанита-Р

Скорость обработки, м/мин	20	40	80	120	250
Резец из гексанита – Р	23	21	30	30	30

Заметные изменения концентрации остаточного аустенита при точении резцом из Гексанита-Р происходят в диапазоне $V = 20-80$ м/мин. Это можно связать с процессом налипания обрабатываемого материала на резец, описанным в работах [5, 6].

Характерной особенностью исследуемого процесса шлифования абразивным кругом является возникновение растягивающих напряжений I-рода в α -фазе структуры скоростного отпуска, распространяющихся на глубину до 120 мкм от поверхности (рис. 2, а). Их максимальное значение по критерию $(\sigma_1 + \sigma_2)$ достигается на глубине 20-30 мкм от поверхности. В γ - фазе имеют место небольшие сжимающие напряжения, распространяющиеся на глубину до 50 мкм.

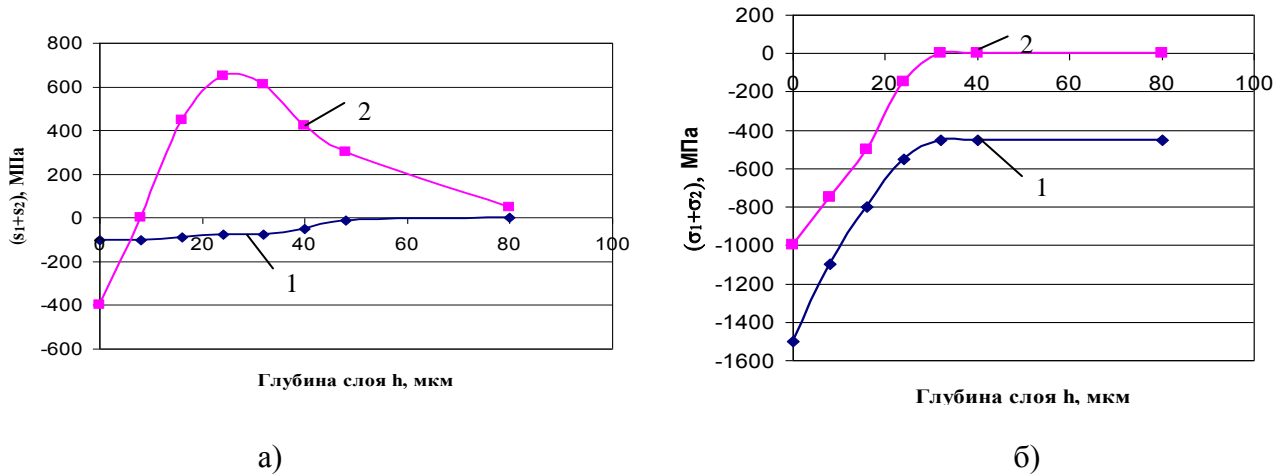


Рис. 2 – Распределение остаточных напряжений I-го рода по глубине поверхностного слоя при шлифовании абразивным (а) и кругом из Гексанита-А (б); 1 – γ -фаза; 2 – α -фаза,

Дальнейший характер изменения напряжений по глубине для α - и γ -фаз различается и зависит от скорости резания. Для минимальной из исследованных скоростей (рис. 3 а) напряжения в γ -фазе уменьшаются до нуля на глубине 80 мкм.

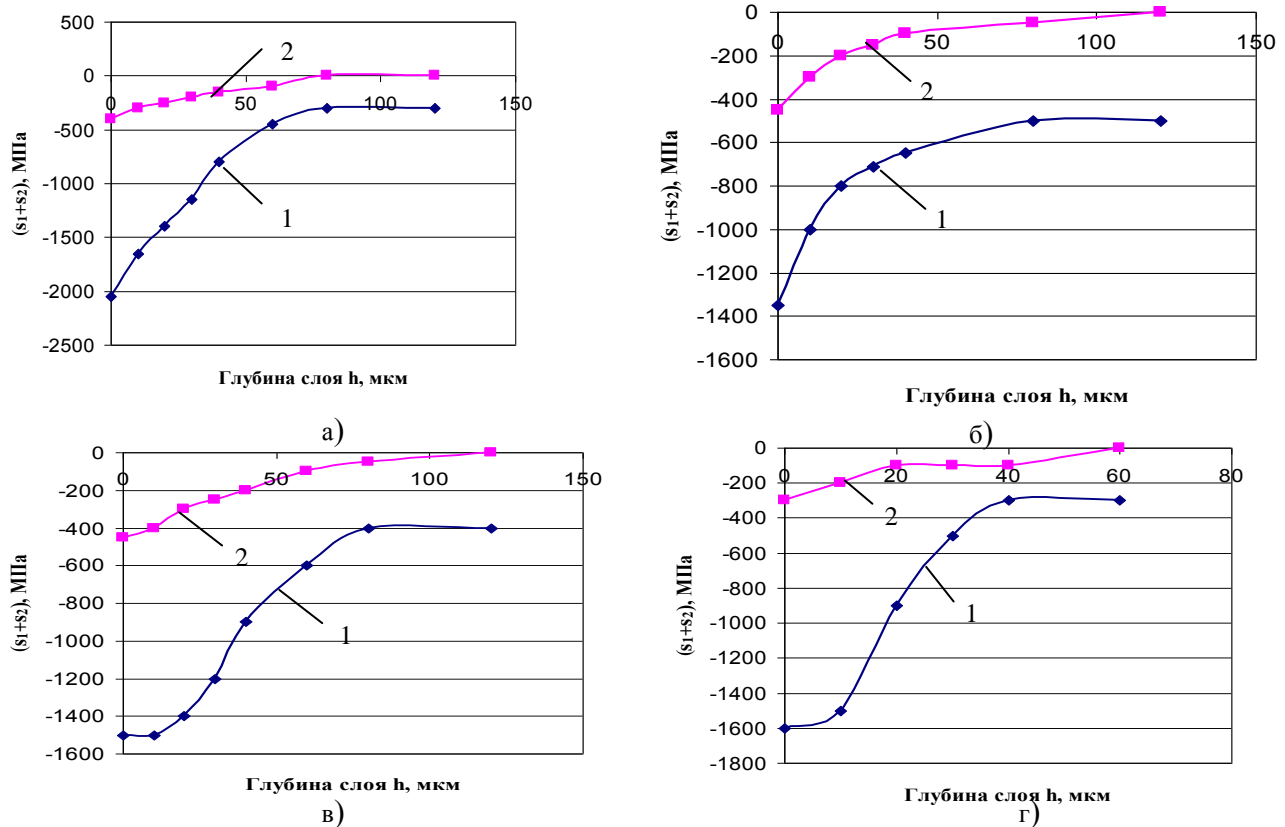


Рис. 3 – Распределение остаточных напряжений I-го рода по глубине поверхностного слоя: 1 – γ -фаза; 2 – α -фаза, при $V = 20$ м/мин (а); 80 (б); 160 (в); и 250 м/мин (д).

При увеличении скорости резания зона интенсивного снижения уровня остаточных напряжений в γ -фазе сокращается до 60 мкм. Для α -фазы область интенсивного снижения напряжений также заканчивается на глубине 80 мкм, но при этом максимальные значения напряжений на поверхности значительно превышают аналогичные величины для γ -фазы и не снижаются до нуля так как и в случае шлифования кругом из Гексанита -А.

Для испытаний на усталость было изготовлено четыре партии образцов. Первая – обрабатывалась шлифовальным кругом; вторая, третья и четвертая – гексанитом-Р при скорости резания $V = 50, 100$ и 200 м/мин. соответственно; глубина резания и подача для последних трех партий оставались постоянными и равными $t = 0,25$ мм $S = 0,07$ мм/об. Результаты испытаний на усталость указанных выше партий образцов стали ХВСГ представлены на рис. 4.

Параметры кривых усталости, значения коэффициентов корреляции и ограниченных пределов усталости приведены в таблице.

Анализ результатов испытаний показывает, что на принятой базе испытаний сопротивление усталости исследуемого материала характеризуется лишь наклонным участком кривой усталости – перелом кривой усталости смещен в область больших долговечностей. Кривая усталости образцов четвертой партии (200 м/мин.) расположена ниже кривых 2-й и 3-й партий и ограниченный предел выносливости ниже на 10 %, чем для 2-й партии.

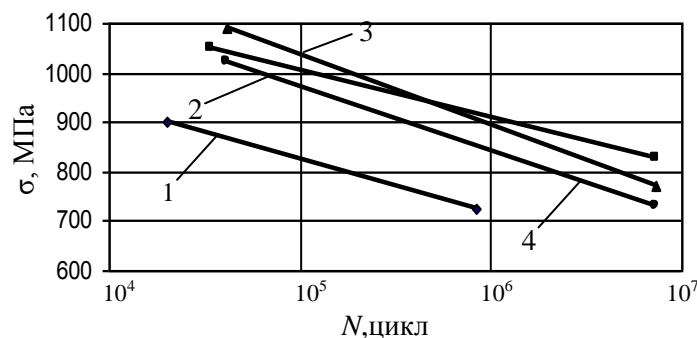


Рисунок 4. Кривые усталости образцов из стали ХВСГ: шлифование абразивным кругом - (1); точение гексанитом –Р со скоростью $V = 50$ (2), 100 (3) и 200 (4) м/мин.

Таблица 3.

Результаты усталостных испытаний образцов стали ХВСГ в условиях консольного изгиба

№ партии	Вид чистовой обработки	Коэффициенты уравнений кривой усталости		Коэффициент корреляции r	Предел выносливости σ_{-1} , МПа	
		A	M			
1	Шлифование абразивным кругом	,56	28	12,33	-0,9251	660
2	Точение, резец из гексанита-Р $V = 50$ м/мин.	,31	53	24,15	-0,7795	827
3	Точение, резец из гексанита-Р $V = 100$ м/мин.	,97	36	15,88	-0,8018	770
4	Точение, резец из гексанита-Р $V = 200$ м/мин.	,73	36	17,00	-0,8036	735

Выносливость шлифованных образцов существенно ниже выносливости образцов после точения гексанитом-Р. Ограниченный предел выносливости для первой партии (560 МПа) на 32% ниже, чем для 2-й партии. Это связано с тем что в процессе резания гексанитом – Р в поверхностных слоях стали проходит скоростной отпуск под напряжением, при котором возникают сжимающие остаточные напряжения 1-го рода в α - и γ -фазах, замедляется распад остаточного аустенита. Сочетание равномерно распределенных хрупких и вязких структурных составляющих в поверхностном слое способствует повышению выносливости стали ХВСГ. При шлифовании абразивным кругом возникают растягивающие напряжения 1-го рода в γ -фазе, частично распадается остаточный аустенит и повышается степень его наклепа.

Выводы

Таким образом, проведенные исследования процесса шифования абразивами кругами и точения стали ХВСГ резцами из гексанита-Р инструментальной легированной стали ХВСГ показали следующее:

- с увеличением теплопроводности инструментального материала сужается зона структурных изменений, происходящих при этом в поверхностном слое обрабатываемого материала, она минимальна при точении резцами из гексанита-Р;
- количество остаточного аустенита при обработке резцами из гексанита-Р минимально в диапазоне скоростей резания 40-80 м/мин.;
- совместное влияние давления и температуры в процессе скоростного резания приводит к уменьшению степени наклепа γ - фазы в поверхностном слое
- обработка инструментом из Гексанита-Р для α - и γ -фаз в поверхностном слое сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, в то время как абразивная обработка способствует возникновению растягивающих напряжений I-рода в α -фазе структуры скоростного отпуска;
- процесс точения резцами из гексанита-Р повышает предел выносливости по сравнению со шлифованием абразивным кругом на 30%, при этом увеличение скорости резания от 50 до 200 м/мин. не приводит к существенному изменению сопротивления усталости.

Литература: 1. Ящерицин П. И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. Минск.: Высшая школа, 1990, 512 с. 2. Nizhnik S.B. Formation of secondary structures in steels at high pulsed temperature and pressure Russian metallurgy // *Metally*. 2006. Т. 2006. № 4. С. 314-322. 3. Нижник С.Б. К вопросу формирования вторичных структур в сталях при импульсном действии высоких температур и давлений // *Металлы*. 2006. № 4. С. 42-53. 4. Обработка инструментом сталей резцами из Гексанита-Р / Г.Г. Карюк, М.С. Пивоваров, В.П. Барабан и др. // *Гексанит и Гексанит-Р и изделия на их основе инструментального назначения.*– Киев. ин-т пробл. материал. АН УССР, 1975.– С. 14-17. 5. Постнов, В. В. Процессы на контактных поверхностях, износ режущего инструмента и свойства обработанной поверхности / В. В. Постнов, Б. У. Шарипов, Л. Ш. Шустер. Свердловск: Изд-во Уральского ун-та, 1988.-224 с. 6. Суслов, А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин Текст. / А. Г. Суслов. М.: Машиностроение, 2000.– 318 с 7. Сулима, А. М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А. М. Сулима, В. А. Шулов, Ю. П. Ягодкин. М.: Машиностроение, 1988. - 238 с. 8. Терентьев В.Ф. Усталость металлических материалов, Изд-во: Наука, 2003, 257 с. 9. Кагаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин.- М: Высшая школа, 1991, 320 с 10. Приймачук В.Л., Божко А.В. Овенесян А.О. Теплофизические свойства разных модификаций нитрида бора // *Порошковая металлургия.*–1983.–№ 8.– . 80-82. 11. Волкогон В.М., Котляр Д.А., Аврамчук С.К., Кравчук А.В., Антонюк В.С. Вплив попередньої підготовки порошків VN_w до спікання на основні характеристики процесу обробки сталі ШХ15 в режимі безперервного різання // *Високі технології в машинобудуванні: Зб. наукових праць.*- Харків НТУ «ХПІ», 2010- Вип. 1.- С. 35-44.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ЗАЛЕЖНІСТЬ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНОГО СТАНУ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ ЛЕГОВАНИХ СТАЛЕЙ ВІД ВИДУ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

Приведені результати досліджень впливу виду механічної обробки і інструментального матеріалу на структурний стан поверхневого шару та втомну міцність сталі ХВСГ при механічній обробці. Обробка інструментом із гексаніту-Р в поверхневому шарі для α - і γ -фаз супроводжується тільки стискаючими залишковими напруженнями, а абразивна обробка призводить до розтягуючих напружень I-роду. Збільшення швидкості різання при обробці інструментом із гексаніту-Р від 50 до 200 м/хв не призводить до суттєвої зміни втомної міцності.

ЗАВИСИМОСТЬ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ОТ ВИДА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Приведены результаты исследований влияния вида механической обработки и инструментального материала на структурное состояние поверхностного слоя и усталостная прочность стали ХВСГ при механической обработке. Обработка инструментом с гексаниту-Р в поверхностном слое для α -и γ -фаз сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, а абразивная обработка приводит к растягивающим напряжениям I-рода. Увеличение скорости резания при обработке инструментом с гексаниту-Р от 50 до 200 м / мин не приводит к существенному изменению усталостной прочности.

DEPENDENCE OF PHYSICAL AND MECHANICAL CONDITION ALLOYED TOOL STEEL OF THE TYPE MACHINING

Results of machining kind influence researches and a tool material on a structural condition of surface steel layers of *KHVS*G are resulted at machining. Advantage of turning processing by cutters from geksanit-R in comparison with grinding process is shown. Processing by geksanit-R tool in a surface layer for α - and γ - phases is accompanied only by compressing residual pressure while abrasive processing promotes occurrence of stretching pressure of an I-type in α - a phase of structure of high-speed admission.

Ключевые слова: резание, инструментальная сталь шлифование, точение, аустенит, мартенсит, микротвердость, остаточные напряжения, усталостная прочность

Ключові слова: різання, інструментальна сталь шліфування, точіння, аустеніт, мартенсит, мікротвердість, залишкові напруги, втомна міцність

Key words: cutting, tool steel grinding, turning, austenite, martensitic, microhardness, residual stresses, fatigue strength

УДК 621.9.02

Андронов О.Ю.

ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО РІВНЯ НАДІЙНОСТІ ЗБІРНИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗЦІВ

Вступ

Підвищення рівня автоматизації сучасного металорізального обладнання вимагає підвищеної уваги до стабільності обробки деталей, скороченню простоїв верстатів, в тому числі за причиною відмов різальних інструментів. Особливо це важливо для важких верстатів с ЧПК, вартість експлуатації яких дуже велика, а брак високотехнологічних важких деталей недопустимий.

Використання збірних токарних різців замість напаяних вимагає нового підходу до оцінки їх надійності. Оцінка надійності збірних токарних різців для важких верстатів має значення не тільки на стадії експлуатації, але й на стадії їх проектування [1]. Розробка регламентів експлуатації різаних інструментів на важких верстатах, формування цільових функцій для операцій оптимізації параметрів механічної обробки повинне проводитися, виходячи із заданого рівня надійності різального інструменту. У цей час використовується велику кількість показників, що дозволяють визначити безвідмовність, довговічність і ремонтпридатність інструмента окремо. Комплексним показником надійності збірного інструмента як системи може служити коефіцієнт готовності.

Для спрощення математичної моделі надійності, розробленої в роботі [2] прийнято припущення про експоненціальний закон розподілу напрацювання та часу відновлення працездатності збірних токарних різців для важких верстатів, що знижало точність прогнозування надійності та розрахунку витрати різального інструменту.

Мета роботи

Метою роботи є підвищення ефективності експлуатації збірних різців для обробки на важких токарних верстатах за рахунок підвищення надійності різальних інструментів магнітоімпульсною обробкою та визначення раціональних регламентів їх експлуатації.

Токарний різець збірної конструкції із погляду надійності можна представити як послідовну систему, тому що вихід з ладу будь-якого елемента різця приводить до відмови всієї системи. Показником надійності системи є коефіцієнт готовності, який характеризує як безвідмовність різця, так і його ремонтпридатність [2]. Він визначає ймовірність знаходження системи в працездатному стані в деякий момент часу за умови, що в початковий момент система була в справному стані.

Основна частина

Побудуємо полумарківську модель для схеми ненагруженого дублювання з відновленням, яка містить резервний елемент ізольований від навантажень і не втрачає своїх надійнісних властивостей; елементи системи неоднакові, мають різні показники надійності; часи безвідмовної роботи елементів і часи відновлення, розподілені за деякими законами функції, що відповідають, розподілу позначаються для часів безвідмовної роботи $F_1^{(i)}(t)$ і для часів відновлення $F_0^{(i)}(t)$.

Безліч станів системи E в відповідності з наявним поняттям відмови розбивається на дві підмножини $E = E_1 \cup E_0$, $E_1 \cap E_0 = \emptyset$, де E_1 – інтерпретується як безліч працездатних станів системи; E_0 – безліч непрацездатних станів.

Розглянуті стани системи: 1 – перший елемент працездатний і включений до роботи, другий працездатний і перебуває в резерві (початковий стан системи); 2 – перший елемент працює; 3 – другий елемент працює; 4 – часткове відновлення (поворот пластини), 5 – повне відновлення (заміна пластини). Безліч станів E в цьому випадку можна представити у вигляді

$$E = \{1, 2, 3\} \cup \{4, 5\} \times R_+,$$

де $R_+ = \{x : x \geq 0\}$ – безліч ненегативних дійсних чисел.

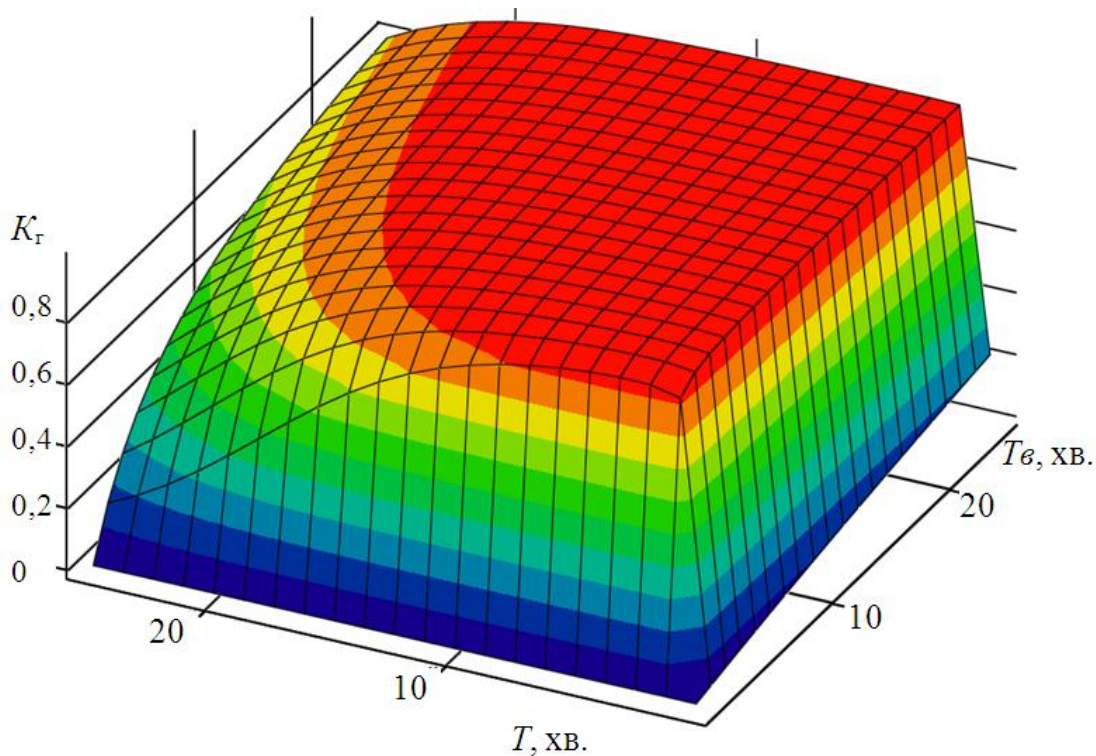


Рис. 1. – Коефіцієнт готовності при експоненціальному розподілу періоду відновлення, та періоду стійкості за законом Вейбула

Коефіцієнт готовності

$$K_r = \left(1 + \frac{\sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \frac{(1/t_1)^{nb_1+1}}{a_1^{nb_1} (nb_1+1)n!} + \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \frac{(1/t_2)^{nb_2+1}}{a_2^{nb_2} (nb_2+1)n!}}{t_4 e^{-(0,3t_4)} \int_0^{\infty} t_4 e^{-(0,3t_4)} dx + t_5 e^{-(0,3t_{B5})} \int_0^{\infty} t_5 e^{-(0,3t_5)}(x) dx} \right)^{-1} \quad (1)$$

Залежність (1) можна використовувати для розподілу заданого рівня надійності всього токарного різця даної конструкції між його елементами, маючи апріорну інформацію про інтенсивність їх відновлення. Якщо ж необхідно сконструювати різець для даних умов обробки (тобто с заданою інтенсивністю відновлення), то для отримання заданого рівня надійності необхідно вибрати такі конструктивні розв'язки, які дозволять забезпечити певні цієї залежністю показники ремонтпридатності.

Витрати на експлуатацію різального інструменту в функції часу мають тенденції до зростання, бо старіння окремих елементів різця призводить до необхідності вкладати дедалі більші кошти для відновлення втрачених властивостей.

При встановленні оптимального (з економічних позицій) рівня надійності різального інструменту прийнято до уваги, що вимоги безвідмовності двояко пов'язані із витратами на виготовлення та експлуатацію (рис. 2). При вимогах до безвідмовності роботи різального інструменту потрібні підвищені витрати на його виготовлення.

Якщо виразити сумарні витрати на виготовлення A_v та експлуатацію різального інструменту A_e у функції ймовірності безвідмовної роботи періоду, то мінімум цієї функції визначить економічно доцільний рівень безвідмовності різального інструменту. При більшому впливі безвідмовності на експлуатаційні витрати оптимальне значення рівня надійності зсуватиметься в бік вищих значень цих витрат.

Мінімум функції сумарних витрат визначає економічно доцільний рівень надійності різальних інструментів за критерієм видатку, який складає 0,78. Для визначення доцільного рівня надійності за критерієм приведених витрат розрахуємо частинну двійну похідну наведених витрат і розв'яжемо рівняння:

$$\partial A_{nep} / \partial \gamma = 0.$$

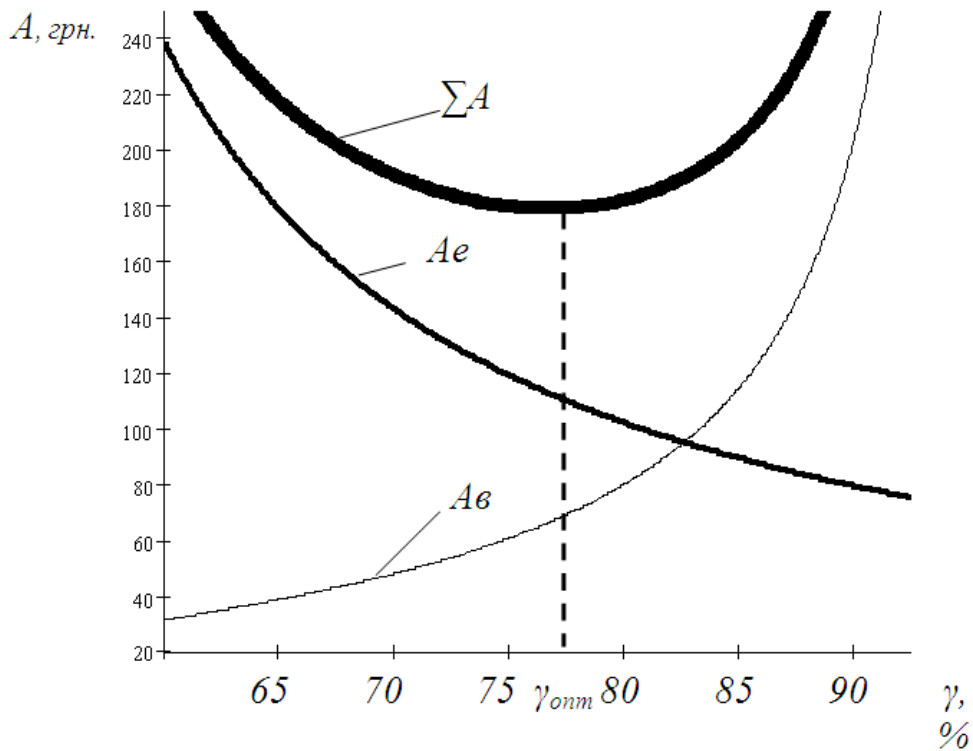


Рис. 2. – Вплив вимог безвідмовності на витрати при виготовленні та експлуатації

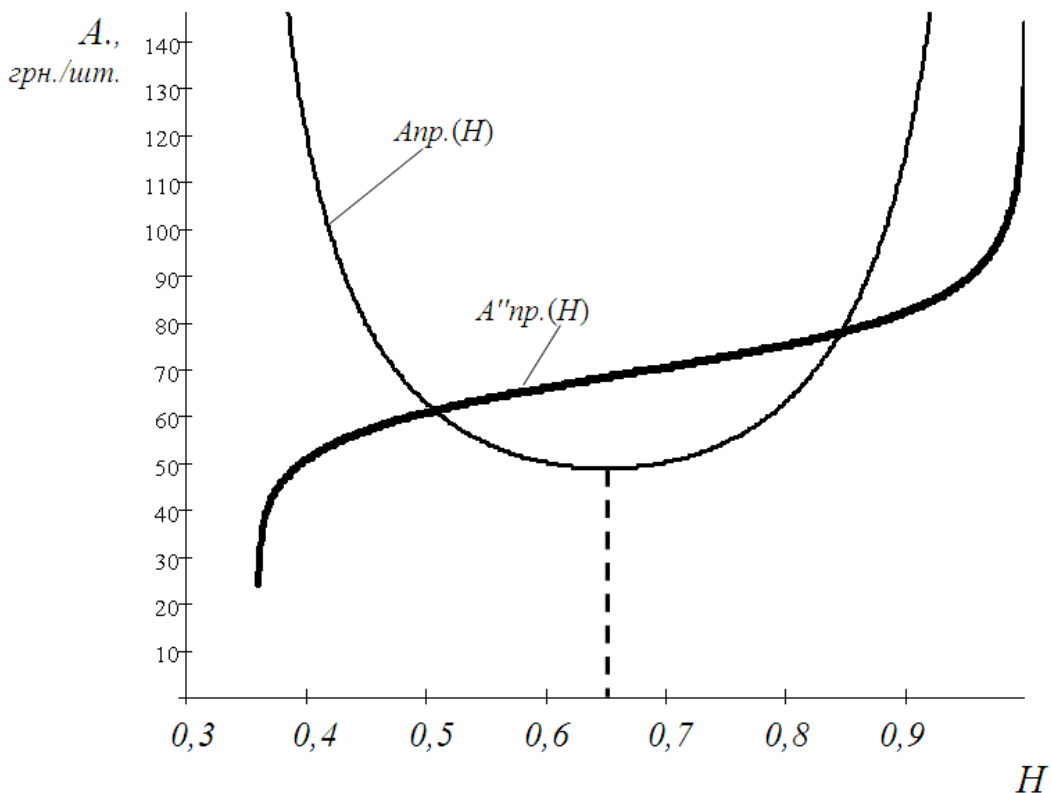


Рис. 3. – Залежність показника змінної частини собівартості A та його прискорення від H

Змінна частина собівартості обробки однієї деталі, що залежить від витрат пов'язаних з інструментом і змінними режимами різання, виражається рівнянням:

$$A_{nep} = t_0 E + \frac{t_{CM} E_T}{z_T} + \frac{A_u + A_z}{z_T},$$

де t_0 – основний час обробки однієї деталі, хв.; E – вартість станко-хвилини, грн./хв.; E_T – сумарні витрати, пов'язані із простоями під час зміни інструмента, грн./хв.; t_{CM} – час зміни й настроювання інструмента, хв.; A_u, A_z – вартість інструмента й заточення відповідно, грн.; K – число періодів стійкості.

$$\frac{\partial^2 A_{np}}{(\partial \gamma)^2} = \frac{C_t}{T_e \gamma \left(\frac{T_m - T_e}{T_e} \right)^{1/\mu}} \left(\left(a_{нал} t_{смл} - C_2 + \left(\frac{A_u}{K_1} + A_{z1} \right) - x_4 \left(\frac{T_m}{(-\ln \gamma)^{1/b}} - a \right)^{1/\mu} \right) - \right. \\ \left. - \left(E T_e + \gamma \left(a_{нал} t_{смл} - C_2 + \left(\frac{A_u}{K_1} + A_{z1} \right) - \frac{A_u}{K_2} + A_{z2} \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + (E + a_{нал}) t_{смл} \right) \frac{T_m \left(\frac{T_m}{(-\ln \gamma)^{1/b}} - a \right)^{1/\mu}}{b \mu \gamma \ln \lambda (-\ln \gamma)^{1/b} \left(\frac{T_m}{(-\ln \gamma)^{1/b}} - a \right)} = 0 \right)$$

Аналізуючи залежності визначених параметрів від гама-відсотка можливо зробити висновок про те, що мінімальне раціональне значення дорівнює близько 0,80-82, після якого стрімко зростають показники видатку та перемінної собівартості, а мінімальне значення мінімуму, що забезпечує доцільний рівень надійності різального інструменту за критерієм приведених витрат дорівнює близько 0,64.

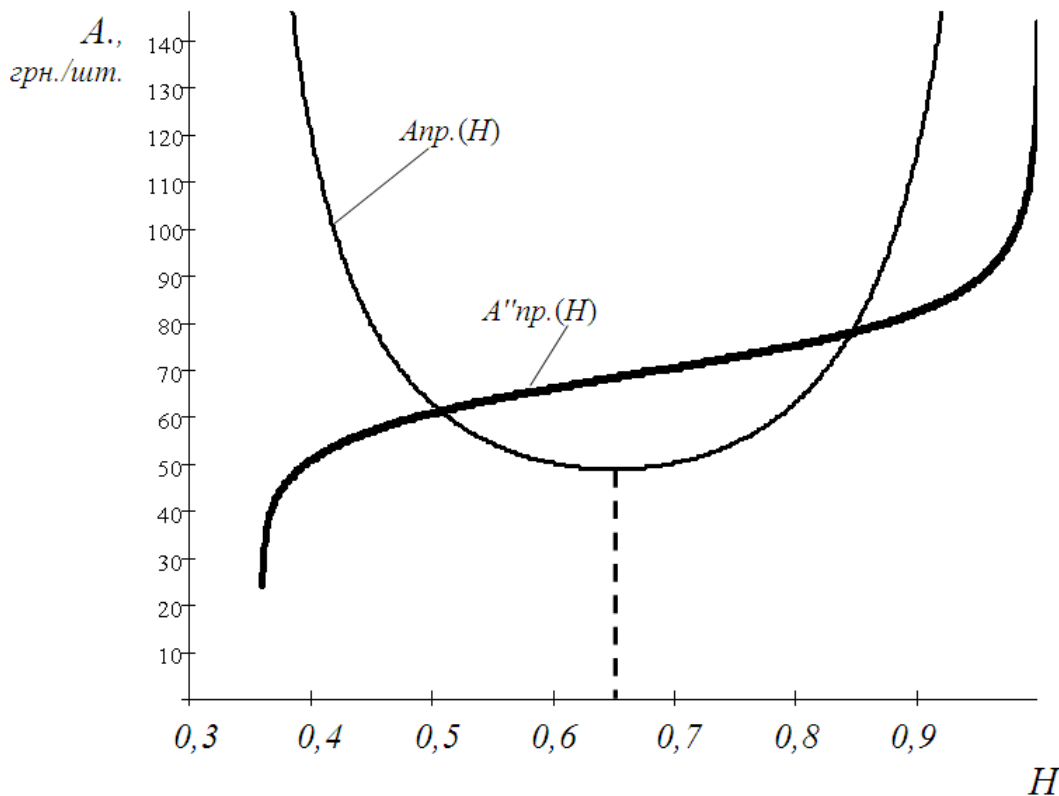


Рис. 3. – Залежність показника змінної частини собівартості A та його прискорення від H

Одним з найперспективних шляхів підвищення ефективності при створенні різального інструменту, в особливості з твердих сплавів, є використання сучасних методів зміцнення, таких як магнітоімпульсна обробка (МІО), спрямованих на формування оптимальних властивостей інструментальних матеріалів: твердості, мікроструктури, а також їх експлуатаційних характеристик.

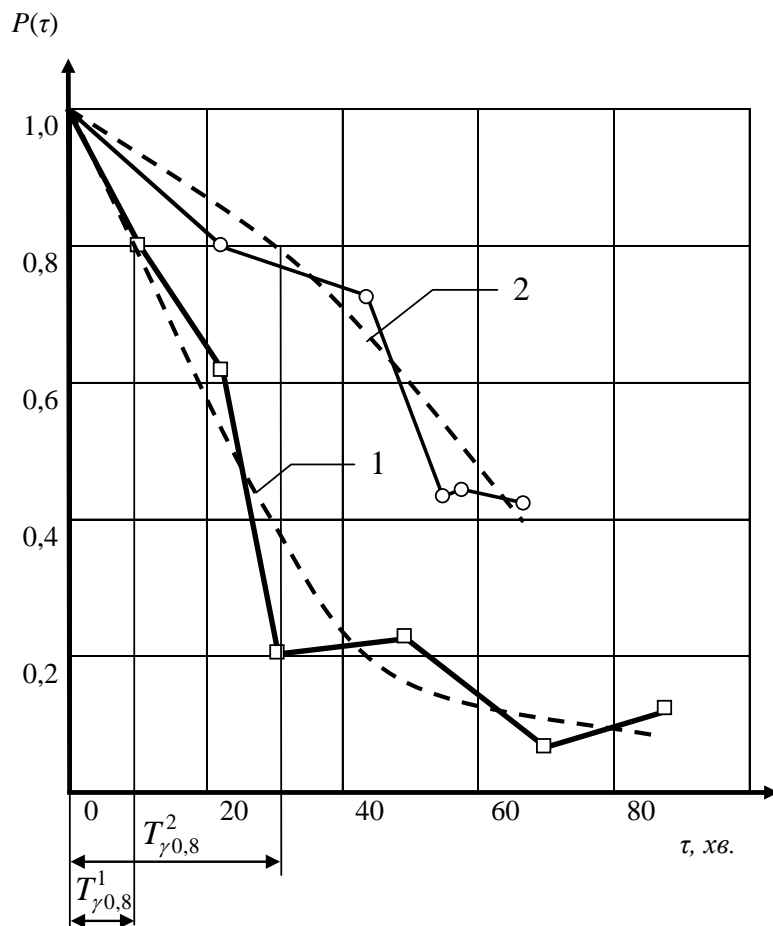


Рис. 4. – Результати аналізу безвідмовної роботи токарних різців пластинами T5K10 при порівняльних випробуваннях

1 – T5K10, 2 – T5K10+MIO
 ————— статистичні — — — теоретичні

Для оцінки ефекту зміцнення твердосплавних різців, підвищення їх безвідмовності проведений ряд експлуатаційних випробувань, які проведені в умовах ЗАТ НКМЗ на токарному верстаті мод. 16274Ф3 різцями з висотою держака $H = 45$ мм.

Випробування проводилися відповідно до методики тривалих випробувань на надійність різального інструменту.

Математична обробка результатів випробувань показала збільшення середнього періоду стійкості зміцненого інструмента, а також зменшення коефіцієнта варіації стійкості інструмента й зміни закону розподілу стійкості з Вейбула до нормального, що особливо важливо для верстатів з ЧПК.

Висновки

Розроблено математичну модель надійності збірного різця з використанням теорії полумарківських ланцюгів у вигляді залежності коефіцієнту готовності різця як системи від параметрів законів розподілу періодів стійкості та відновлення. Здобуто математичну модель прискорення зміни приведених витрат, мінімум яких відповідає раціональному рівню надійності різальної пластини з урахуванням їх витрати. На основі дослідження зміни експлуатаційних витрат при обробці на важких верстатах в залежності від рівня надійності і витрат на різальний інструмент доведено, що раціональний рівень надійності збірного різця в цілому складає в середньому 0,64.

Експлуатаційні тривалі випробування різальних пластин T5K10 збірного токарного різця довели, що магнітоімпульсна обробка підвищує стабільність роботи різального інструменту, про що свідчить зменшення діапазону розсіювання стійкості і зменшення коефіцієнту варіації від 0,7 до 0,4.

Література: 1. Клименко Г. П. Надійність процесу експлуатації різального інструменту на важких верстатах / Г. П. Клименко, Я. В. Васильченко, О. Ю. Андронов, М. А. Ткаченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ : ДДМА, 2004. – Вип. 15. – С. 46-51. **2.** Клименко Г.П. Повышение надежности технологической системы при механообработке труднообрабатываемых материалов на тяжелых токарных станках / Г. П. Клименко, Н. С. Равская, А. Ю. Андронов // Вестник двигателестроения. – Запорожье : ЗНТУ, 2009. – №2. – С. 116–119.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДДМА

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО РІВНЯ НАДІЙНОСТІ ЗБІРНИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗЦІВ

О.Ю. Андронов

Розглянута можливість підвищення ефективності експлуатації збірних різців для обробки на важких токарних верстатах за рахунок підвищення надійності різальних інструментів. Розроблена полумарківська модель для схеми ненагруженого дублювання з відновленням для токарного різця збірної конструкції із погляду надійності.

Встановлено оптимальний рівень надійності різального інструменту. Визначено економічно доцільний рівень надійності різальних інструментів за критерієм видатку. На основі аналізу результатів випробувань показано збільшення середнього періоду стійкості різального інструмента, а також зменшення коефіцієнта варіації стійкості інструмента.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОГО УРОВНЯ НАДЕЖНОСТИ СБОРНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЗЦОВ

А.Ю. Андронов

Рассмотрена возможность повышения эффективности эксплуатации сборных резцов для обработки на тяжелых токарных станках за счет повышения надежности режущих инструментов. Разработана полумарковская модель для схемы ненагруженного дублирования с восстановлением для токарного резца сборной конструкции с точки зрения надежности.

Установлен оптимальный уровень надежности режущего инструмента. Определен экономически целесообразный уровень надежности режущих инструментов по критерию расхода. На основе анализа результатов испытаний показано увеличение среднего периода стойкости режущего инструмента, а также коэффициента вариации стойкости инструмента.

THE DEFINITION OF OF RATIONAL LEVEL RELIABILITY PRECAST CARBIDE CUTTER O.Y. Andronov

The possibility of increasing efficiency operation of cutters for the processing of heavy lathes at the expense of increasing of cutting tools reliability. Developed a semimarkovian model for the circuit unloaded overlap with the restoration of a lathe tool for team design in terms of reliability.

The optimal level of reliability of cutting tools. Defined economically viable level of cutting tools reliability on the criterion rate. Based on the analysis of test results showed an increase in the average period of resistance of cutting tools, as well as the coefficient of variation of tool life.

Ключеві слова: надійність, токарний різець, твердий сплав, оптимізація, технологічна система, період стійкості.

Ключевые слова: надежность, токарный резец, твердый сплав, оптимизация, технологическая система, период стойкости.

Keywords: reliability, lathe cutter, carbide, optimization, technological system, tool life.

УДК 621.923

Бурдин А.В., Матюха П.Г.
ДонНТУ, г.Донецк, Україна

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ ПОДЖИМА ОБРАЗЦА К РЕЖУЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА, ОГРАНИЧЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРОЙ ФАЗОВО-СТРУКТУРНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СТАЛЕЙ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

Введение

Плоское врезное шлифование нашло широкое применение на операциях затачивания плоских ножей оборудования легкой промышленности [1, 2, 3]. Наибольшее распространение получили ножи с корпусом из конструкционных сталей (сталь 10, сталь 20, сталь 45), а режущая часть из легированных сталей марок 9ХФ, 65Г, 60С2 или быстрорежущей стали Р6М5, отличающихся физико-механическими свойствами, что необходимо учитывать при назначении режимов шлифования. Сведения о режимах затачивания рабочей части ножей из указанных марок в литературе отсутствуют. В работе [4] предложена методика определения режимов шлифования с использованием обобщенных параметров обработки, одним из которых является сила упругого поджима заготовки к режущей поверхности круга (РПК), позволяющая стабилизировать показатели качества обработанной поверхности.

Цель работы

Целью работы является определение силы поджима образцов из сталей Р6М5, 60С2 к РПК, ограниченной температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое образцов.

Основная часть

При плоском врезном шлифровании в зоне резания образуется тепловой источник, поток от которого распределяется между заготовкой, инструментом и стружкой. Поток, направленный в поверхность образца, может вызвать фазово-структурные превращения в его поверхностном слое. Для предотвращения этого используют упругую схему шлифования (рис.1), при которой величину силы поджима образца к РПК рассчитывают исходя из отсутствия фазово-структурных превращений в поверхностном слое.

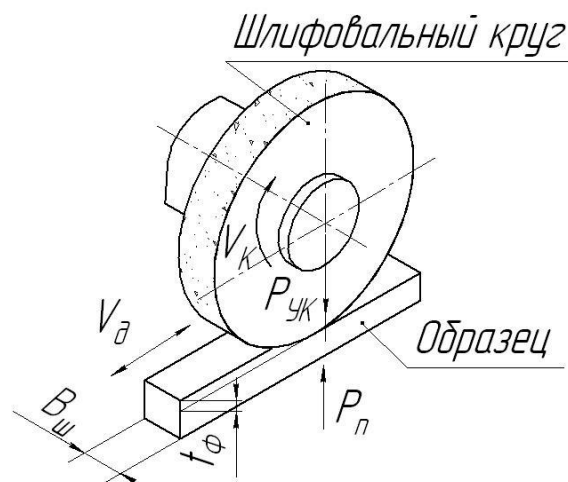


Рис.1. – Схема плоского врезного шлифования по упругой схеме.

Определение силы поджима образца к РПК, ограниченной температурой начала фазово-структурных превращений в поверхностном слое при шлифовании по упругой схеме решим в следующем порядке.

Сила поджима образца к РПК равна радиальной силе резания, возникающей при шлифовании на заданных режимах и может быть определена по следующей формуле [5]

$$P_n = P_{yk} = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M l_3 \right) S_x z_p \left(C - \frac{4a\alpha V_k \sqrt{H}\alpha_\theta P_{zk}}{\sqrt{\pi}\lambda V_\delta S} \right). \quad (1)$$

Здесь M – соотношение нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига; β – угол сдвига, рад; a_z – толщина единичного среза, мкм; ω – угол действия, рад; C , α – коэффициенты модификации МакГрегора-Фишера; κ_3 – коэффициент контактирования задней поверхности зерна по поверхности заготовки; μ – коэффициент трения между зерном и заготовкой; S_x – ширина среза единичным зерном, мм; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·град; l_3 – величина контактной площадки на зерне, мкм; z_p – количество одновременно работающих зерен, шт; S – площадь зоны контакта заготовки с кругом, мм²; V_δ – скорость детали, м/с; V_k – скорость круга, м/с; H – безразмерная полуширина источника тепла; a – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с; α_θ – коэффициент ввода теплоты в заготовку; P_{zk} – тангенциальная составляющая силы резания, Н.

Уравнение (1) предложено для расчета составляющих силы резания в зависимости от режимов шлифования и параметров РПК. Вторая скобка этого уравнения описывает величину напряжений сдвига с помощью модификации МакГрегора-Фишера. Причем, выражение

$$\frac{4aV_k \sqrt{H}\alpha_\theta P_{zk}}{\sqrt{\pi}\lambda V_\delta S}$$

представляет собой формулу, описывающую максимальную температуру на обработанной поверхности, обусловленную заданными режимами обработки. После подстановки значения плотности теплового потока [6], а также задавшись значением максимальной температуры обработанной поверхности, исходя из отсутствия фазово-структурных превращений, определим допустимое значение силы поджима образца к РПК.

Учитывая, что максимальная температура обработанной поверхности образца находится по формуле [6]

$$T_{\max} = \frac{2qa}{\pi\lambda V_\delta} \sqrt{2\pi \cdot 2H}, \quad (2)$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м², а плотность теплового потока [6] –

$$q = \frac{\alpha_B P_{zk} V_k}{S}, \quad (3)$$

где S – площадь поверхности контакта образца с РПК, мм², после подстановки (3) в (2), получим

$$T_{\max} = \frac{2a}{\pi\lambda V_\delta} \sqrt{2\pi \cdot 2H} \cdot \frac{\alpha_B P_{zk} V_k}{S}. \quad (4)$$

Задавшись температурой T_{\max} равной температуре начала фазово-структурных превращений, что соответствует температуре точки АСЗ, т.е. $T_{\max} = T_{AC3}$, после решения (4) относительно P_{zk} , найдем допустимое значение тангенциальной составляющей [P_{zk}] силы резания

$$[P_{zk}] = \frac{T_{AC3} \lambda V_d S \sqrt{\pi}}{4aV_k \sqrt{H\alpha_b}}. \quad (5)$$

После подстановки (5) в (1) формула для определения допустимой силы поджима образца к РПК примет вид

$$[P_n] = \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z \sin \omega}}{\sin \beta} + \kappa_3 M l_3 \right) S_x z_p (C - \alpha \cdot T_{AC3}). \quad (6)$$

Расчет величин, входящих в формулу (6), выполним по следующим зависимостям [5].

Соотношение нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига M

$$M = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \beta \right).$$

Угол сдвига β , рад,

$$\beta = \arctg \left(\frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \right),$$

где K_L – коэффициент усадки стружки.

Форму зерна математической модели РПК примем в виде призмы, а передний угол, рад, определим по формуле

$$\gamma = -\arcsin \left(1 - \frac{2a_z}{d_{cp}} \right),$$

где d_{cp} – диаметр шаровой модели зерна в матрице алмазоносного слоя, мкм.

Толщина единичного среза a_z , мкм,

$$a_z = a_{zmax} + \frac{R_z}{2},$$

где R_z – параметр шероховатости на поверхности резания, мкм.

Максимальная толщина среза a_{zmax} , мкм,

$$a_{zmax} = R_k - \sqrt{\left(\frac{V_d l_\phi}{60V_k} \right)^2 + R_k^2 - 2 \frac{V_d l_\phi R_k}{60V_k} \sqrt{2 \frac{t_\phi 10^{-3}}{R_k}}},$$

где R_k – радиус шлифовального круга, мм; t_ϕ – фактическая глубина резания, мкм; расстояние между двумя контактирующими зернами l_ϕ , мм.

Расстояние между контактирующими зернами определяется по формуле

$$l_\phi = S_{zp} K_1 K_c K_\delta.$$

Здесь $K_1 = 2,46$ – коэффициент, учитывающий влияние критической величины закрепления зерна в связке алмазоносного слоя на расстояние между зернами на РПК. Значение коэффициента K_c , учитывающего разновысотное положение зерен определяется по следующей формуле

$$K_c = \frac{1}{\sqrt{F(t_\phi)}},$$

Значение функции распределения Вейбулла

$$F(t_\phi) = 1 - \exp \left(-\frac{t_\phi^m}{X_0} \right),$$

где X_0 , m – параметры распределения Вейбулла.

Кинематический коэффициент K_δ , учитывающий влияние режимов шлифования на окружное расстояние между зёрнами

$$K_{\partial} = \alpha_{\partial} + \beta_{\partial} \frac{60V_{\kappa}}{V_{\partial}},$$

где α_{∂} , β_{∂} – параметры регрессии.

Расстояние между зернами в сечении алмазоносного слоя плоскостью, мм,

$$S_{зр} = \frac{10}{\sqrt[3]{\frac{4,4KN_z}{100}}},$$

где K – относительная концентрация алмазов, %.

Расстояние между зернами на поверхности круга, мм,

$$S_{зн} = S_{зр} K_1.$$

Диаметр шаровой модели зерна $d_{ср}$, мкм [7]

$$d_{ср} = \frac{6090}{\sqrt[3]{N_z}},$$

где N_z – среднее количество зерен в одном карате, шт.

Количество одновременно работающих зерен z_p , шт,

$$z_p = \frac{LbK_{\kappa}}{S_{зн}^2} F(t_{\phi}),$$

где b – ширина шлифования, мм; K_{κ} – коэффициент контактирования, учитывающий влияние режимов шлифования на количество работающих зерен; L – длина дуги контакта образца со шлифовальным кругом, мм.

Длина дуги контакта образца со шлифовальным кругом L , мм, определим по формуле

$$L = \sqrt{2R_{\kappa}t_{\phi}} \cdot 10^{-3},$$

угол действия ω , рад, -

$$\omega = \arctg(M) - \beta.$$

Площадь зоны контакта заготовки с кругом S , мм²,

$$S = b \sqrt{2R_{\kappa}t_{\phi}} \cdot 10^{-3}.$$

Величина контактной площадки на зерне l_3 , мкм,

$$l_3 = 0,22d_{ср} T^{0,047},$$

где T – время шлифования после правки круга, мин.

Ширина единичных срезов, мм, определяется по формуле

$$S_x = \frac{S_{зн}^2}{l_{\phi} F(t_{\phi}) K_{\kappa}}, \text{ если } S_x < b_c,$$

$$\text{иначе } S_x = b_c.$$

В приведенных формулах b_c – ширина единичного среза, определяемая по ширине модели зерна в виде конуса с округленной вершиной, по известным зависимостям [8].

$$b_c = 2 \cdot \left(\sqrt{2\rho a_z - a_z^2} + (t_{\phi} - a_z) \cdot \operatorname{tg} \frac{\varepsilon}{2} \right),$$

если $t_{\phi} \geq \rho(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2})$.

Если неравенство не выполняется, то

$$b_c = 2 \cdot \left(\sqrt{2 \cdot \rho \cdot t_{\phi} - t_{\phi}^2} \right).$$

Основные результаты и выводы

Для расчета сил поджима образцов из быстрорежущей и легированной сталей к РПК, исключаящей фазово-структурных превращений в поверхностном слое по вышеизложенной методике разработана программа на ПЭВМ в среде MathCad. Исходные данные для расчета приведены в табл.1.

Расчет сил поджима образцов к РПК выполним на 1 мм ширины образцов, что в дальнейшем позволит определить силу поджима для любой ширины образца. Результаты расчета сил поджима образцов к РПК на 1 мм ширины образцов приведены в табл.2

Таблица 1

Исходные данные для расчета сил поджима образцов из сталей Р6М5, 60С2 к РПК, ограниченных температурой фазово-структурных превращений при шлифовании кругом 1А1 250x76x15x5 АС6 100/80-4 М2-01.

Наименование параметра	Марки сталей	
	Р6М5	60С2
1	2	3
b – Ширина шлифования, мм.	1	
R_k – Радиус круга, мм.	125	
V_k – Скорость круга, м/с.	35	
V_d – Скорость детали, м/с.	0,1	
t_ϕ – Глубина резания, мкм.	15	
T – Время шлифования, мин.	1	
K – Относительная концентрация алмазов в алмазоносном слое круга, %.	100	
Параметры распределения разновысотности, сформированные после электроэрозионной правки и описываемые законом Вейбулла: m X_0 .	1,69 262	1,69 262
Параметры уравнения регрессии для расчета K_d : α_d β_d	14,32 0,112	14,32 0,112
N_z – Число зерен в одном карате, зернистости 100/80, шт.	100000	
K_k – Коэффициент контактирования, учитывающий влияние режимов обработки на количество контактирующих зерен.	0,44	
K_l – коэффициент, учитывающий влияние критической величины закрепления зерна в связке алмазоносного слоя на расстояние между зернами на РПК.	2,46	
κ_z – Коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на площадке износа.	1	
K_L – Коэффициент усадки стружки при шлифовании.	1,35	
Свободный член и коэффициент уравнения Макгрегора-Фишера, описывающего влияние температурно-скоростных факторов на величину напряжений сдвига, C (МПа) и α (МПа/°К).	$C=723$ $\alpha=0,255$	$C=1015$ $\alpha=0,332$
μ – Коэффициент трения алмаза по стали.	0,2	
Критическая температура фазово-структурных превращений T_{AC3} , °К.	1153	1093

Таблиця 2

Силы поджима образцов из сталей Р6М5, 60С2 к РПК приходящиеся на 1 мм ширины образца, ограниченные температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое при шлифовании кругом 1А1 250х76х15х5 АС6 100/80-4 М2-01, на режимах: $V_k = 35$ м/с, $V_d = 0,1$ м/с, $t_{\phi} = 0,015$ мм.

Марка стали	P_n , Н/мм
Р6М5	4,23
60С2	5,35

Полученные силы поджима образца к РПК на 1 мм его ширины обеспечивают расчет силы поджима при любой ширине образца и будут использованы для определения режимов затачивания ножей состоящих из режущей части и корпуса.

Литература: 1. Шепелев А.А. Технология шлифования и заточки дисковых пил и плоских ножей / А.А. Шепелев, А.Е. Дуброва // Оборудование и инструмент для профессионалов №05(40) 2003, с.32-36. 2. Шепелев А.А., Лавриненко В.И. Технологии высокопроизводительной алмазно-абразивной обработки режущих инструментов из твердых сплавов, инструментальных сталей и керамик // Вісник інженерної академії України.– 2001.– №3, Ч.1.– С.17–20. 3. Шепелев А.А., Лавриненко В.И., Черных В.П. Эффективные процессы шлифования инструментов кругами из СТМ // Инструмент.– С.–Петербург, 1997.– №7.– С. 20–21. 4. Матюха П.Г. Обобщенные режимы процесса шлифования, обеспечивающие стабильные показатели качества / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.7(166). – Донецьк: ДонНТУ, 2010. с.39 – 45. 5. Матюха П.Г. Вископродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222с. 6. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управлении качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 167с. 7. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента. Бакуль В.Н., Захаренко И.П., Кункин Я.А., Мильштейн М.З. Под об. редакцией. Бакуль В.Н.: Техніка, – 1971. – 208с. 8. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ ПОДЖИМА ОБРАЗЦА К РЕЖУЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА, ОГРАНИЧЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРОЙ ФАЗОВО-СТРУКТУРНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНОМ СЛОЕ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СТАЛЕЙ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

Бурдин А.В., Матюха П.Г.

В статье были определены силы поджима образца к режущей поверхности круга, ограниченной температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое обработанной поверхности при шлифовании сталей по упругой схеме. Полученные силы поджима образца позволяют, произвести расчет силы поджима при любой ширине образца, и могут быть использованы для определения режимов затачивания ножей, состоящих из режущей части и корпуса.

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ ПІДТИСКУ ЗРАЗКА ДО РІЗУЧОЇ ПОВЕРХНІ КОЛА, ЩО ОБМЕЖЕНА ТЕМПЕРАТУРОЮ ФАЗОВО-СТРУКТУРНИХ ПЕРЕТВОРЕНЬ У ПОВЕРХНЕВОМУ ШАРІ ОБРОБЛЕНИХ ПОВЕРХОНЬ ПРИ ШЛІФУВАННІ СТАЛЕЙ ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ

Бурдін А.В., Матюха П.Г.

У статті були визначені сили підтиску зразка до ріжучої поверхні кола, що обмежена температурою фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі оброблених поверхонь при шліфуванні сталей за пружною схемою. Отримані сили підтиску зразка дозволяють, зробити розрахунок сили підтиску при будь-якій ширині зразка, і можуть бути використані для визначення режимів заточування ножів, що складаються з ріжучої частини і корпусу.

DETERMINATION OF POWER TO SAMPLE PURSING CUTTING SURFACE OF THE DISK BOUNDED BY THE TEMPERATURE OF PHASE-STRUCTURAL TRANSFORMATIONS IN THE SURFACE TREATED SURFACES FOR GRINDING OF STEEL ELASTICCHART

Burdin A.V., Matyukha P.G.

In the article was determined radial force by the alloy steel and high speed steel grinding on conditions that absence of phase-structural conversions in surface of working steels. The obtained force compressing the sample allow to calculate forces pursing at any sample width, and can be used to determine the modes of sharpening knives, consisting of the cutting part and the housing.

Ключевые слова: сила поджима образца, шлифование, режущая поверхность круга, температура фазово-структурных превращений, упругая схема.

Ключові слова: сила підтиску зразка, шліфування, ріжуча поверхня кола, температура фазово-структурних перетворень, пружна схема.

Key words: force compressing the sample, grinding, cutting the surface of the circle, the temperature of the phase-structural transformations, elastic scheme.

УДК 621.9.02

Казакова Т.В.

ДГМА, г. Краматорск, Україна

РАЗРАБОТКА ОСНОВ КОМПЛЕКСНОЙ СЕРТИФИКАЦИИ СБОРНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЗЦОВ НА ЭТАПАХ ИХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Специфическими чертами эксплуатации современного режущего инструмента, особенно на автоматизированном оборудовании, является сложная структура его отказов, существенная нестационарность его нагружения, высокие требования к надежности. Поэтому важной задачей является повышение надежности инструмента за счет усовершенствования его конструкции, свойств инструментального материала, а также сохранения этого уровня при изготовлении инструмента.

Экспериментальными и теоретическими исследованиями надежности инструмента установлено, что наиболее весомым ее показателем, особенно при черновой обработке, является прочность [1, 2, 5]. Для оценки прочности используют метод конечных элементов, эффективность использования которого для оценки прочности сборных резцов показана в работе [3]. Как показали исследования, что при одной и той же конструкции резцов существенное влияние на их надежность оказывают технологии их изготовления и упрочнения, качество сборки и наличие износостойкого покрытия [4]. Расчетные методы пока не позволяют учесть это влияние.

Целью настоящей работы является:

1. Разработка методологии комплексной сертификации сборных твердосплавных резцов и их комплектующих элементов на этапах их проектирования и изготовления на основе системного подхода и теории качества.

2. Разработка математических моделей прогнозирования надежности сборных твердосплавных резцов в эксплуатации по результатам их сертификации.

Объектом исследований являлись методы форсированных испытаний, эффективность применения которых проверяли на сборных резцах PTG NR/L с размерами державки 2525M, оснащенных твердосплавными пластинами марки T5K10.

При выборе метода и системы испытаний резцов на прочность учитывали следующие показатели: номенклатура свойств, составляющих качество метода испытаний; выбор способа форсирования нагрузки; оптимизация режимов и условий испытаний с учетом минимального рассеивания результатов и стоимости испытаний; разработка методик испытаний для различных способов форсирования нагрузки, целей оценки прочности и размеров резцов; соответствие результатов форсированных испытаний результатам эксплуатации. Алгоритм разработки системы оценки инструмента приведен на рисунке 1.

Разработку математических моделей прогнозирования надежности проводили по результатам лабораторных испытаний на прочность методом ступенчато-возрастающей подачи при следующих режимах и условиях: обрабатываемый материал – сталь 45, глубина резания $t=6,0$ мм, начальная подача $S=0,76$ мм/об, скорость резания $V=0,36$ м/с, время работы ступени $\tau=5$ с.

Эксплуатационные испытания проводили при точении ШХ15 с глубиной резания $t=3,0..5,0$ мм, подачей $S=0,30..0,55$ мм/об, скоростью резания $V=0,70..1,75$ м/с.

В соответствии с алгоритмом и методикой оценки качества метода были выбраны наиболее эффективные методы оценки прочности резцов (табл.1).

Оценка методов испытаний резцов на прочность по комплексным показателям дала возможность определить области их рационального применения. Так, для выбора области рационального применения метода ступенчато-возрастающей подачи при оценке прочности резцов различных типоразмеров с режущими пластинами различной толщины, определены силы резания, разгрушающая подача и необходимая для этого мощность резания (табл.2)

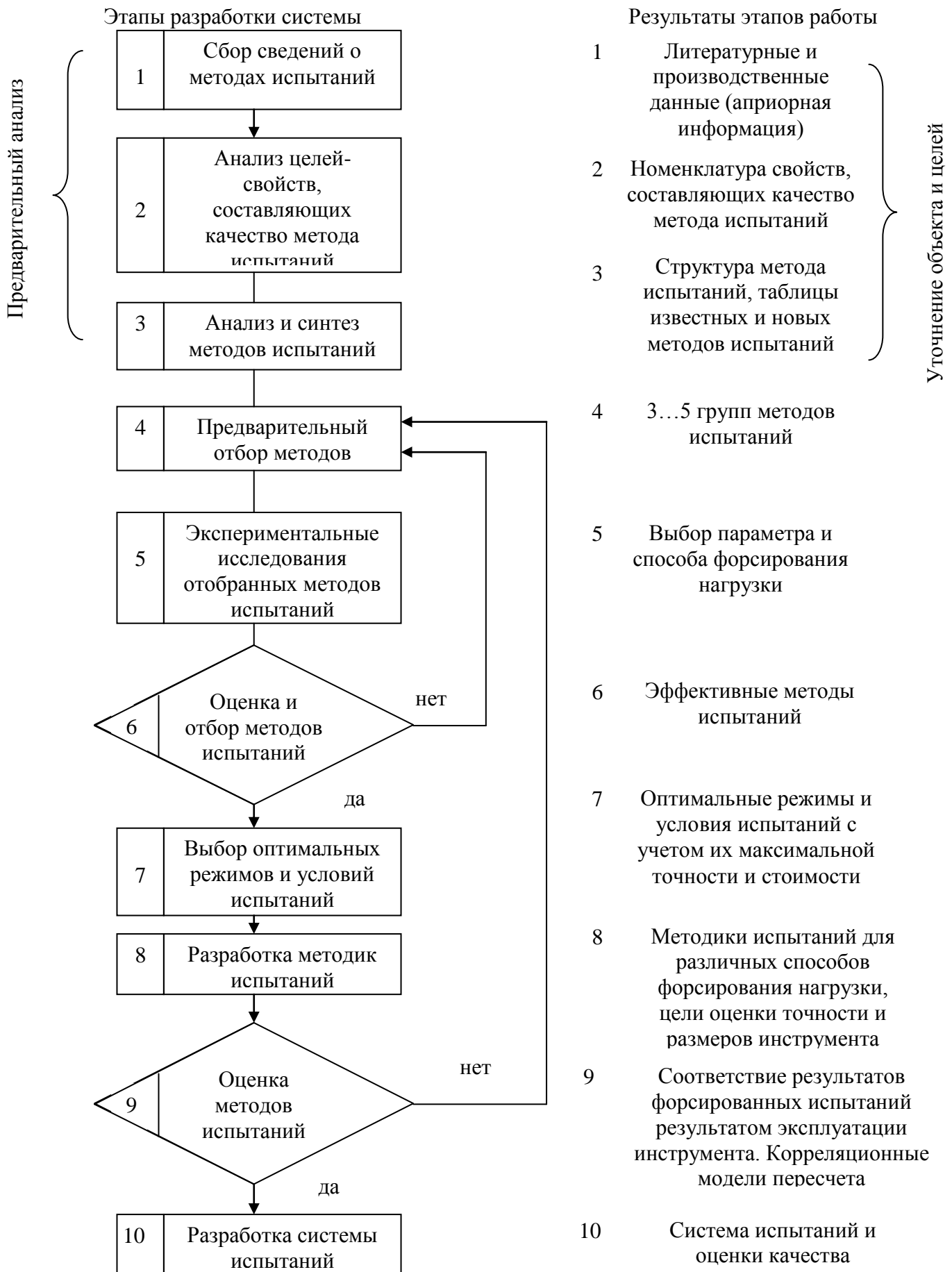


Рис. 1 - Алгоритм разработки системы оценки прочности инструмента

Таблиця 1

Результаты экспериментальных исследований методов оценки прочности

Метод испытаний инструмента на прочность	Расчетные (комплексные) оценки свойств (в скобках – весомости)			Комплексная (суммарная) оценка метода
	Универсальность метода (0,30)	Затраты резцов на испытания (0,30)	Качество результатов испытаний (0,40)	
Ступенчато-возрастающей подачи (S_p)	1,13	0,80	0,47	2,40
Постоянно повышенной подачи (T_p)	1,17	0,60	0,37	2,14
На ультразвуковом вибростенде	0,45	0,56	0,40	1,41

Таблиця 2

Зависимость разрушающей подачи и мощности резания от толщины режущей пластины и размеров державки резца

Толщина режущей пластины, мм	Сечение державки НхВ, мм	Среднее значение разрушающей подачи S_p , мм/об	Сила, допускаемая прочностью пластины P_z , Н	Потребляемая мощность резания N , кВт
3,18	12x12; 16x16	1,30	5400	2,7
4,76	20x20; 25x20	2,20	12700	6,3
6,35	25x25; 32x32	3,00	18750	9,5
7,94	40x40	4,00	31700	16,5

Установлено, что для резцов с высотой державки более 32 мм значения разрушающей подачи превосходят значения подач, имеющих на станках соответствующего типоразмеров. Поэтому испытания методом ступенчато-возрастающей подачи целесообразно проводить для резцов с максимальной высотой державки $H=32$ мм и максимальной толщиной пластины – 6,35 мм.

Основными эксплуатационными показателями качества твердого сплава являются его прочность и износостойкость, которые оценивают по теоретически обоснованным и экспериментально проверенным методикам. Однако, стандарты на твердосплавные пластины регламентируют количество выкрашиваний на длину режущей кромки.

Для оценки сопротивляемости твердого сплава выкрашиваниям предлагается способ, предусматривающий приложение циклической ударной нагрузки путем обработки потоком дроби режущей кромки. При этом угол атаки соответствует углу резания, а сопротивляемость выкрашиваниям оценивают продолжительностью обработки до появления выкрашиваний, суммарная длина которых равна половине длины пластины режущей кромки, подвергаемой обработке. Эффективность метода оценивали по соответствию его результатов результатам форсированных испытаний на прочность, показателем которых является среднее значение разрушающей подачи (S_p , мм/об) и по соответствию результатам

эксплуатационных испытаний, показателями которых являются средний период стойкости T_3 и доля поломок q (табл. 3, 4). По результатам испытаний рассчитаны коэффициенты парной корреляции, подтверждающие наличие тесной корреляционной связи результатов оценки сопротивляемости выкрашиваниям, форсированных и эксплуатационных испытаний. Для дополнительного подтверждения эффективности метода были использованы твердосплавные пластины различного качества (TiN – покрытие из нитрида титана, BO – виброобразивная обработка).

Таблица 3

Соответствие результатов оценки сопротивляемости выкрашиваниям результатам форсированных испытаний на прочность

№ партии	Технологический вариант обработки	Сопротивляемость выкрашиваниям T_c ,	Среднее значение разрушающей подачи S_p , мм/об	Коэффициент корреляции S_p и T_c R_1
1	Стандартные T5K10	90	1,91	0,78
2	С покрытием (T5K10+ TiN)	55	1,64	0,69
3	С округлением кромок (T5K10+BO)	190	2,80	0,81
4	С округлением и покрытием (T5K10+BO+TiN)	115	2,70	0,91

Таблица 4

Соответствие результатов оценки сопротивляемости выкрашиваниям результатам эксплуатационных испытаний

№ партии	Технологический вариант обработки	Сопротивляемость выкрашиваниям T_c , с	Средний период стойкости T_3 , с	Коэффициенты корреляции T_c и T_3 , r_2	Доля поломок q	Коэффициент корреляции q и T_c , r_3
1	Стандартные T5K10	90	1120	0,67	0,86	0,79
2	С покрытием (T5K10+ TiN)	55	590	0,74	0,99	0,83
3	С округлением кромок (T5K10+BO)	190	2990	0,70	0,31	0,69
4	С округлением и покрытием (T5K10+BO+TiN)	115	2430	0,81	0,44	0,76

Получены корреляционные зависимости для прогнозирования прочности (S_p), периода стойкости (T_3) и доли поломок (q) в эксплуатации

$$S_p=0,26T_c^{0,46} \quad (1)$$

$$T_3=2,28T_c^{1,35} \quad (2)$$

$$q=56,3T_c^{-0,98} \quad (3)$$

На основе метода оценки прочности резцов на ультразвуковом стенде предложен неразрушающий метод контроля качества их изготовления и сборки. При этом на резец действуют статической нагрузкой, место приложения и направление которой соответствуют эксплуатационным. Нагрев осуществляется с помощью ультразвука, а о качестве судят по возникновению свечения между деталями резца, взаимного смещения или контактных повреждений. Для оценки возможности использования неразрушающего ультразвукового метода контроля качества изготовления и сборки резцов для прогнозирования их прочности были рассчитаны коэффициенты парной корреляции между числом циклов до появления вышеназванных дефектов с числом циклов до разрушения N_p (табл. 5).

Таблица 5

Корреляционные зависимости прочности и признаков отказа при ультразвуковом контроле

Признак отказа	Свечение дефектов и повреждений N_d	Смещение деталей резца N_c	Контактные повреждения N_k
Коэффициент корреляции	-0,27	0,96	0,84

По результатам расчета получены следующие корреляционные зависимости:

$$N_p = 0,91 N_c^{0,84} \quad (4)$$

$$N_p = 2,65 N_k^{0,55} \quad (5)$$

Исследования и апробирования разрушающих и неразрушающих методов испытаний и контроля позволили разработать систему обеспечения и контроля качества твердосплавных резцов общего назначения, включающую технологические и контрольные операции, а также управляющие воздействия (рис.2).

Выводы

1. На основе системного подхода и теории качества разработана методология выбора методов форсированных испытаний и оценки качества сборных твердосплавных резцов.
2. Разработана система контроля и сертификации сборных твердосплавных резцов, включающая контроль качества изготовления твердого сплава, контроль прочности режущих кромок твердосплавных пластин после их шлифования, контроль качества изготовления комплектующих деталей и контроль качества сборки.
3. Разработаны математические модели прогнозирования надежности сборных твердосплавных резцов в эксплуатации по результатам их форсированных испытаний и контроля качества.

Литература: 1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. –М.: Машиностроение, 1975.– 168 с. 2. Казакова Т.В., Хае Л.Г. Совершенствование методики испытаний инструмента на прочность с учетом физической природы отказа // Надежность режущего инструмента, вып.3. – Киев: Донецк: Вища школа, 1984. – с.112-115. 3. Казакова Т.В., Марчук Е.В., Ивченко Е.С. Исследование напряженно-деформированного состояния сборного инструмента методами компьютерного моделирования // Вестник ДГМА, №3(9), 2007. – с.85-90. 4. Зиновьев Н.И., Казакова Т.В., Мирошниченко Ю.В. Применение интегрированной технологии упрочнения для повышения надежности твердосплавного инструмента // Надежность режущего инструмента. Сб. статей. Вып.5 Под общ. Ред. В.С. Гузенко и Г.Л. Хаега. – Краматорск, 1994. – с. 111-121. 5. Казакова Т.В., Хае Л.Г. Использование параметрических моделей надежности для оптимизации испытаний режущего инструмента // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. – Краматорск: ДГМА, вып. №13, 2003. – с.204-212.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДГМА

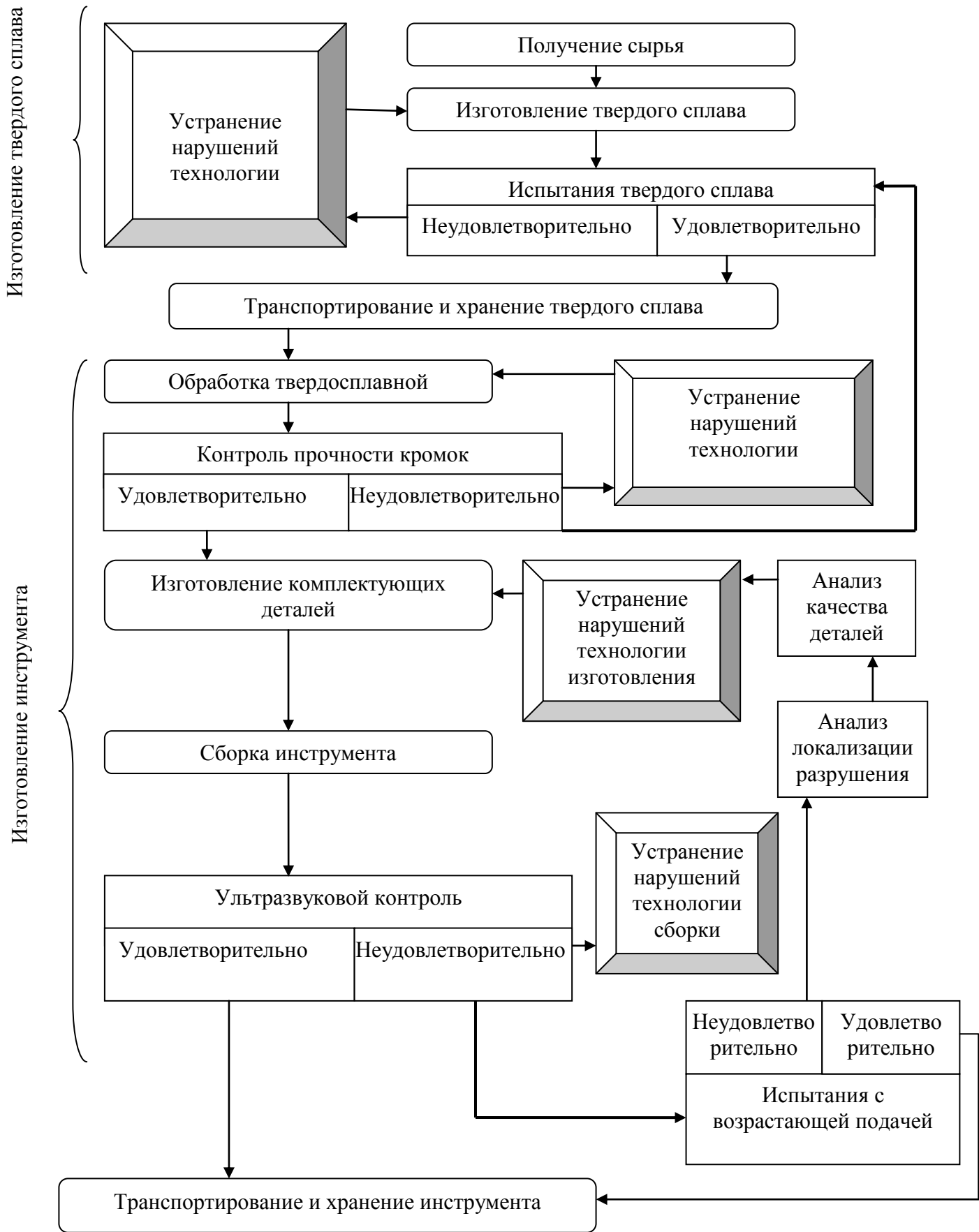


Рис. 2 - Система контроля и сертификации твердосплавных резцов

РАЗРАБОТКА ОСНОВ КОМПЛЕКСНОЙ СЕРТИФИКАЦИИ СБОРНЫХ
ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЗЦОВ НА ЭТАПАХ ИХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И
ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Казакова Т.В.

На основе системного подхода и теории качества разработана методология выбора методов форсированных испытаний и оценки качества сборных твердосплавных резцов, а также система их контроля и сертификации, включающая контроль качества твердого сплава после изготовления и шлифования, контроль качества изготовления комплектующих деталей и контроль качества сборки. Разработаны математические модели прогнозирования надежности резцов в эксплуатации по результатам их форсированных испытаний и контроля качества.

РОЗРОБКА ОСНОВ КОМПЛЕКСНОЇ СЕРТИФІКАЦІЇ ЗБІРНИХ
ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗЦІВ НА ЕТАПАХ ЇХ ПРОЕКТУВАННЯ ТА
ВИГОТОВЛЕННЯ

Казакова Т.В.

На основі системного підходу й теорії якості розроблена методологія вибору методів форсованих випробувань та оцінки якості збірних твердосплавних різців, а також система їх контролю та сертифікації, яка вміщує контроль якості твердого сплаву після виготовлення й шліфування, контроль якості виготовлення комплектуючих деталей і контроль якості складання. Розроблені математичні моделі прогнозування надійності різців в експлуатації за результатами їх форсованих випробувань і контролю якості.

DEVELOPMENT OF BASES COMPLEX CERTIFICATSON OF COLLAPSIBLE
HARDALLOY CHISELS ON THE STAGES OF THEIR PLANNING AND
MAKING

Kazakova T.V.

On the basis of approach of the systems and theory of quality methodology of choice of methods of the forced tests and estimation of quality of collapsible hard-alloy chisels, and also their checking and certification system, including control of quality of carboloy after making and polishing, control of quality of making of stuff details and control of quality of assembling, is developed. The mathematical models of prognostication of reliability of chisels in exploitation on results their forced tests and control of quality are developed.

Ключевые слова: испытания, контроль качества, сертификация, диагностика, надежность.

Ключові слова: випробування, контроль якості, сертифікація, діагностика, надійність.

Key words: testing, quality control, certifying, diagnostics, dependability.

УДК 621.952

Пациора А.П.

ЗАО «НКМЗ», г.Краматорск, Україна

АНАЛИЗ РАЗМЕРНОГО ИЗНОСА НАПРАВЛЯЮЩИХ ОПОР ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ

Введение

Направляющие опоры инструмента для обработки глубоких отверстий служат для базирования инструмента по уже обработанному отверстию, тем самым, воспринимая нагрузку от сил резания при сверлении. Конструкция такого инструмента приведена на рис. 1. На сегодняшний день малоисследованным остаётся вопрос износа направляющих опор инструмента для обработки глубоких отверстий. Износ направляющих опор приводит к потере жёсткости режущих головок, снижению их ресурса и стойкости, снижению шероховатости, разбивке отверстия и появлению винтообразной огранки.

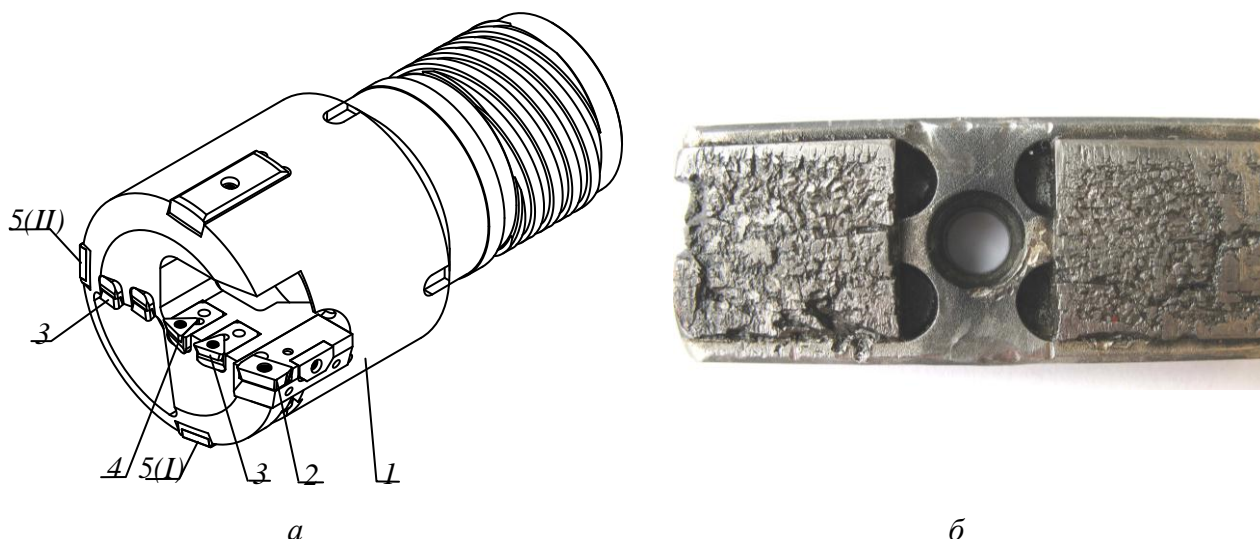


Рис. 1 – Головка глубокого сверления (а); фото направляющей опоры с катастрофически изношенной поверхностью

При обработке сверхглубоких отверстий ($l/d > 100$) с большим вылетом инструмента потеря жёсткости является одной из причин увода оси [1, 2].

В литературе вопрос износа направляющих опор инструмента для обработки глубоких отверстий практически не освещён. В работах, посвящённых этой теме, анализируется площадь контакта и коэффициент трения между направляющими опорами и обработанным отверстием [3]. При этом исследуются условия контакта при величинах шероховатости поверхности направляющих опор $Ra_{0,8-3,2}$ мкм. Как показал опыт эксплуатации направляющих опор с шероховатостью на один порядок меньшей, чем указанная в [3], на большей части направляющих опор отсутствует непосредственный контакт и такие параметры как площадь контакта, коэффициент трения, износ и пр. носят абсолютно иной характер. Поэтому исследования в этой области требуют пересмотра решений и изыскания нового подхода в трактовке механизма изнашивания направляющих опор.

Основная часть

Рассмотрим схему формирования смазочного слоя на направляющих опорах. В процессе резания периферийная пластина 2 (рис. 1) инструмента формирует профиль обработанной поверхности (зона А, рис. 2, а).

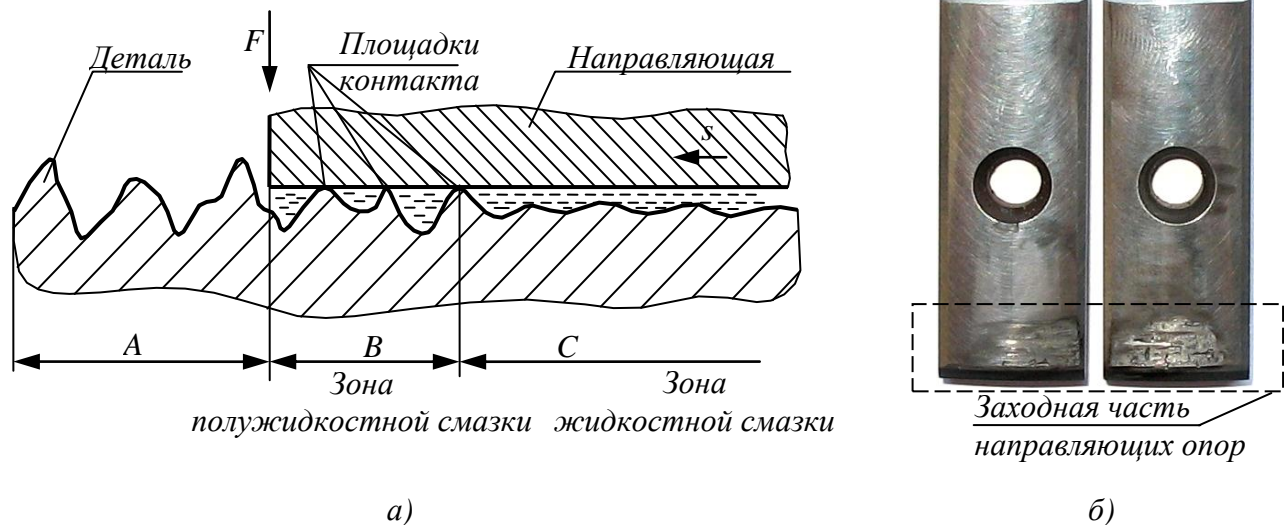


Рис. 2 – Схема формирования смазочного слоя на направляющих опорах инструмента для обработки глубоких отверстий (а), фото направляющих опор головки глубокого сверления $\varnothing 70$ фирмы Votek после обработки двух отверстий суммарной длиной 24м

Непосредственно за периферийной пластиной расположены направляющие опоры, которые, воспринимая нагрузку F , контактируют с выступами микронеровностей зоны А. Под нагрузкой протекает упругая и пластическая деформации на площадках контакта, в результате чего происходит частичное смятие выступов профиля, получаемого от периферийной режущей пластины до меньшего значения шероховатости зоны С. В зоне С контактирующие поверхности полностью разделены слоем СОЖ, достаточным для создания гидродинамического эффекта, подтверждением чему является отсутствие следов износа на большей части направляющих опор после сверления отверстий суммарной длиной 24м. На рис. 2, б показано фото направляющих опор, материал обрабатываемой детали сталь 38Х2Н2МА. Режимы резания: скорость $v=60$ м/мин, подача $s=0,15$ мм/об. Длина пути, пройденного каждой точкой направляющей опоры инструмента, составляет 35168 м при скорости скольжения 70 м/мин. Рассмотрим этапы развития размерного износа направляющих опор.

Поскольку в силу процесса резания каждая точка заходной части направляющей опоры перемещается вдоль поверхности отверстия полученной непосредственно из-под режущей пластины (рис. 2, а), этап приработки при изнашивании направляющих опор отсутствует. Изначально (см. график I, рис. 3) изнашиванию подвергнут только участок 1-3 заходной части направляющей опоры, работающий в условиях полужидкостного трения.

Размерный износ на участках 4 – 10 отсутствует, в силу жидкостного режима смазки. При помощи автоматизированного прецизионного контактного профилометра Surtronic25 были проведены измерения шероховатости рабочей поверхности этих участков до и после работы (табл. 1). Как видно параметры R_a и R_{max} полностью совпали, два других параметра незначительно отличаются (на 5-11%), что вполне соответствует погрешности измерения шаговых параметров шероховатости при измерении микронеровностей с разнонаправленным характером. Отсутствие следов износа на этих участках видно и на фотографии (рис. 2, б).

Таблица 1

Результаты измерений параметров шероховатости рабочей поверхности направляющей опоры (участок 4 – 10 кривой I, рис. 3)

Параметр шероховатости	До работы	После работы ($l=23445\text{м}$)
R_a , мкм	0,08	0,08
R_{max} , мкм	0,3	0,3
t_{50} , %	83,5	88,8
S_m , мкм	80	90

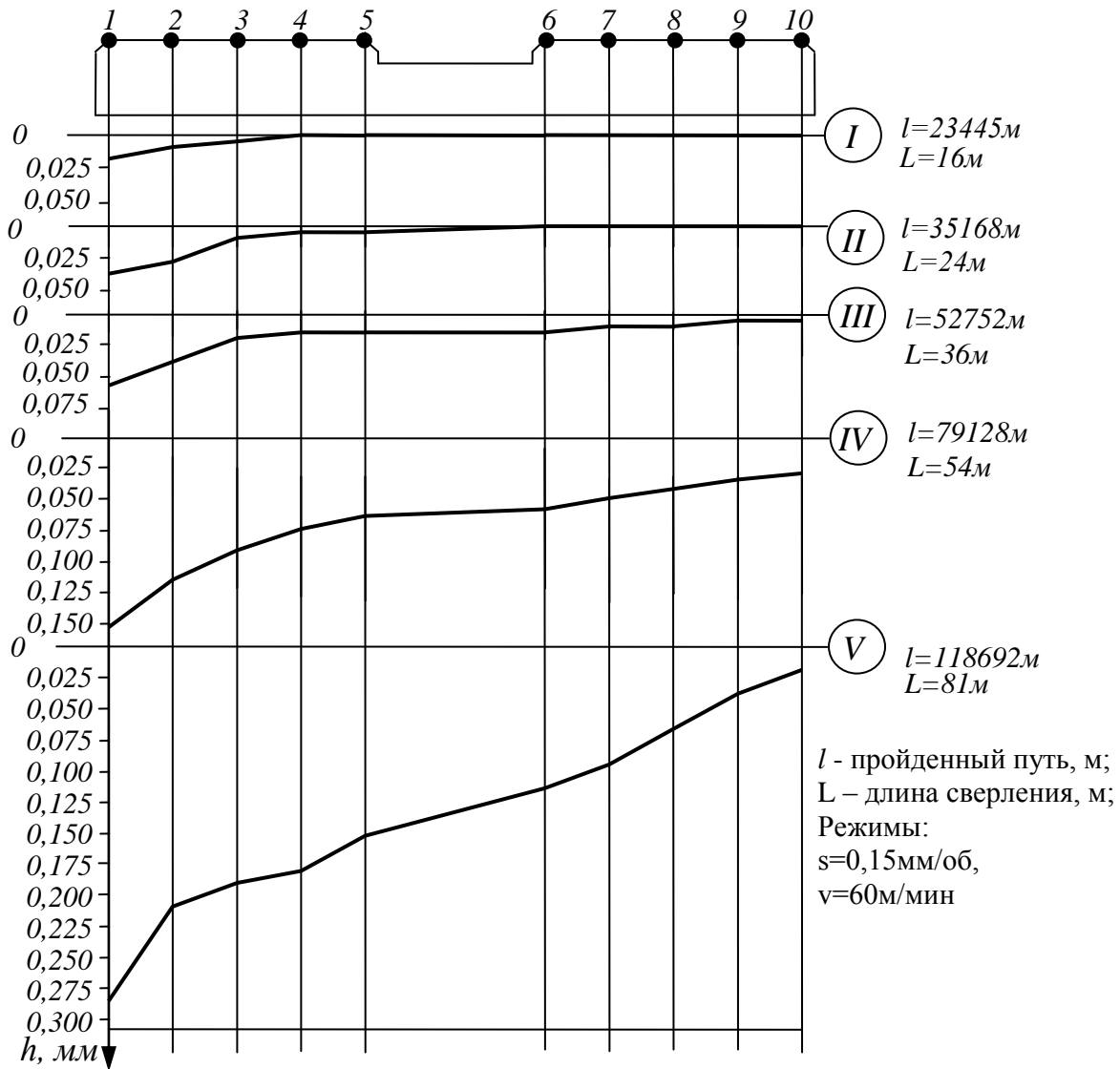


Рис. 3 – Профильные кривые размерного износа направляющих опор головки глубокого сверления $\varnothing 70$ фирмы Votek

В ходе исследования был произведён металлографический анализ подвергнутой частичному износу заходной части направляющей опоры.

На рис. 4, а фото неизношенной поверхности направляющей опоры на участке жидкостного трения, полученные на электронном микроскопе. Здесь просматриваются хаотично направленные микроцарапины - следы полировки ($Ra0,08$). Светлые участки представляют собой полированные зёрна WC, тёмные – поры и углубления. На рис. 4, б, в, г

различные участки изношенной заходной части направляющей опоры, работающей в условиях полужидкостного трения. На рис. 4, б хорошо видны следы абразивного износа, царапины гораздо большего размера, расположенные по направлению вращения инструмента. На рис. 4, в, г видны следы адгезионного схватывания частиц обрабатываемой стали (светлые участки) с изношенным поверхностным слоем. Сильно наклёпанные частицы стали, срываясь, дополнительно работают как абразив. Кроме того, попадая в усталостные трещины, такие частицы оказывают дополнительный расклинивающий эффект, ускоряя рост трещины (рис. 4, в, г). В процессе исследования получены степенные зависимости радиального износа от пройденного пути для десяти точек рассмотренной выше направляющей опоры $\varnothing 70$ фирмы Votek. Обработка результатов замеров радиального износа при различных значениях пройденного пути проводилась в пакете Mathcad с использованием функций нелинейной регрессии. Как показывают проведенные исследования, при достижении размерного износа $0,04 - 0,05$ мкм, а, следовательно, и уменьшения диаметра по направляющим опорам на $0,08 - 0,1$ мм участок 1 – 3 перестаёт играть роль заходной части. В дальнейшем контакт направляющей опоры и недеформированных микронеровностей происходит на участке 3 – 5 (см. график II, рис. 3). При достижении критической величины радиального износа происходит смещение заходной части направляющей опоры в осевом направлении - рост так называемого пятна износа вплоть до участка 8 – 10 (см. графики III – V, рис. 3). Появление следов износа на участке 8 – 10 говорит о критическом износе направляющей опоры в целом и необходимости её замены.

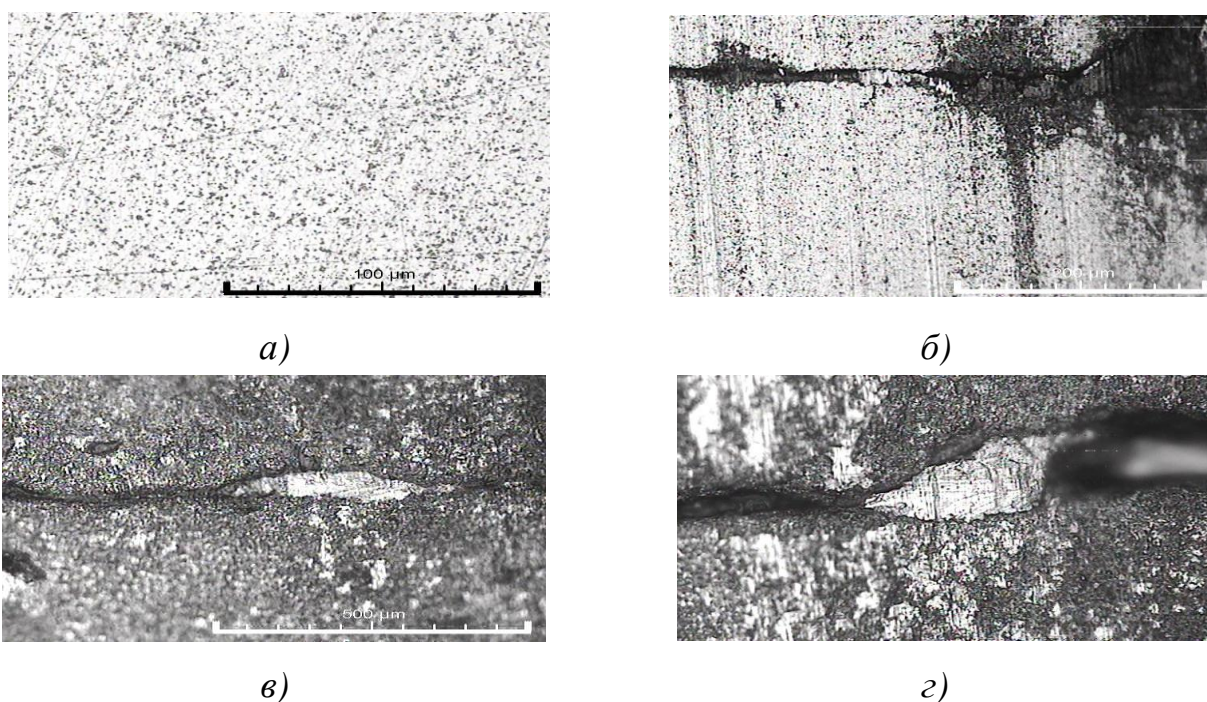


Рис. 4 – Микрофотографии рабочей поверхности направляющей опоры: фото неизношенной поверхности направляющей опоры на участке жидкостного трения $\times 500$ (а), фото участков изношенной заходной части направляющей опоры, работающей в условиях полужидкостного трения $\times 200$ (б, в, г)

Сравнение полученных результатов позволило выявить, что с наибольшей точностью данные измерений описываются степенными функциями вида:

$$h(L) = a \cdot L^b + c,$$

где a , b , c – коэффициенты уравнения; L – длина сверления.

На рис. 5 приведені залежності износа десяти точок направляющей опоры от длины сверления и построенные на их основе графики функций износа. Кривая радиального износа каждой следующей точки смещена относительно предыдущей на некоторую величину δ_L , что подтверждает описанный выше процесс поэтапного роста пятна износа в осевом направлении (рис. 3). Штриховая линия – линия критического значения радиального износа $h_{кр}$. Точка пересечения линии критического износа – место смещения зоны полужидкостного трения вправо вдоль направляющей опоры. Предыдущий участок, в силу падения диаметрального размера на нём более чем 0,04-0,05 мм, перестаёт эффективно деформировать выступы микронеровностей и становится очагом трещинообразования и разрушения. Критический износ участка 1-5 приводит к резкому увеличению интенсивности изнашивания остальной части направляющей опоры. Чем дальше очередная точка направляющей опоры от точки с критическим износом тем более благоприятные условия для протекания полужидкостного трения и скорость износа меньше. Так износ в точке 10 имеет минимальную скорость с практически постоянным значением (график функции $h_{10}(L)$ близок к прямой линии – см. рис. 5). Эксплуатация направляющей опоры с катастрофически изношенной поверхностью приводит к резкому ухудшению качества и точности обработанной поверхности. На рис. 1, б представлено фото направляющей опоры со следами катастрофического износа.

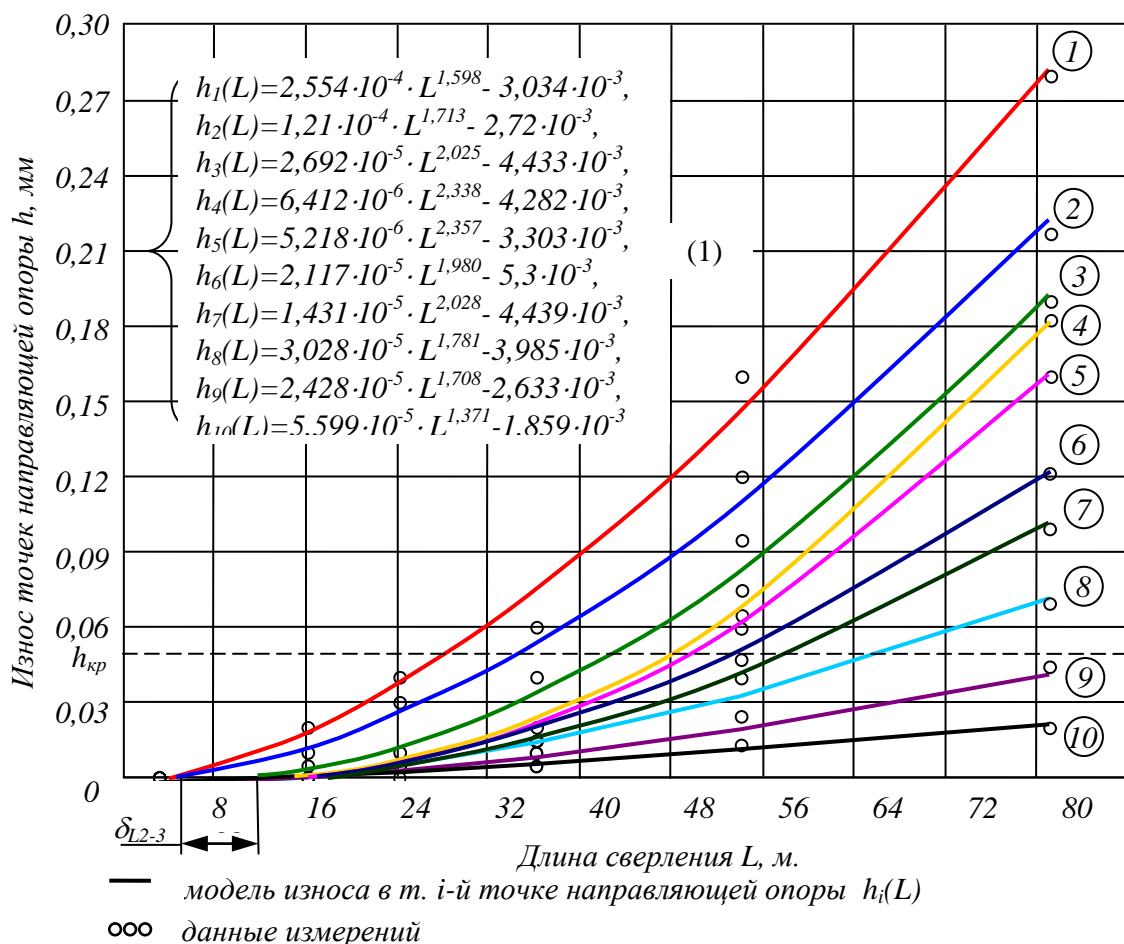


Рис. 5 – Графики функций радиального износа от длины сверления в 10 точках направляющей опоры (положение точек см. рис. 3)

Вследствие размерного износа уменьшается диаметр по направляющим опорам, а, следовательно, увеличивается вылет периферийной режущей пластины. Это приводит к

потере жёсткости инструмента, вибрациям и к разбивке отверстия, ухудшению шероховатости, появлению спиралевидной огранки, а при больших глубинах сверления к уводу оси. Кроме того, разрушение поверхности направляющей опоры с одновременным увеличением зазора между инструментом и обработанной поверхностью приводят к нарушению масляного слоя, снижению давления СОЖ на контактных поверхностях. Из-за наличия глубоких каверн и трещин по поверхности направляющей опоры и возросшего значения высоты микронеровностей обработанного отверстия практически полностью исчезает гидродинамический эффект на контактирующих поверхностях. Реализуется схема граничного и сухого трения на выступах блоков зёрен направляющей опоры по всей её длине, что резко увеличивает коэффициент трения и крутящий момент. Кроме того, на участках выступов неровностей направляющей опоры происходит микрорезание - съём мелких частиц металла с поверхности уже обработанного отверстия. Тем самым ухудшается шероховатость обработанной поверхности, а мелкая стружка, попадая в трещины и в зазор между деталью и направляющими опорами, дополнительно разрушает поверхностный слой направляющей опоры и приводит к задирам по поверхности обработанного отверстия.

Выводы

Проведен анализ износостойкости рабочих поверхностей направляющих опор. Получены математические зависимости износа (1) поверхностного слоя направляющих опор от пройденного пути. Выявлены основные факторы, влияющие на износостойкость при условии эквивалентных структур и механических свойств материала направляющих опор: шероховатость и направленность микронеровностей рабочей поверхности направляющей опоры; режимы работы инструмента; шероховатость поверхности детали, получаемая из-под режущей пластины; длина пути, пройденная направляющей опорой за время работы; качество СОЖ и наличие в ней присадок, снижающих коэффициент трения на рабочих поверхностях, возможность воспринимать высокие давления на участках жидкостного и граничного трения; условия подготовки СОЖ (температура, качество фильтрации); давление масляного слоя на направляющих опорах. В ходе дальнейших исследований предполагается количественный анализ каждого из факторов, разработка математических моделей износа рабочих поверхностей направляющих опор и его влияния на качество обработанной поверхности.

Литература: 1. Троицкий Н.Д. Глубокое сверление. - Л.: Машиностроение, 1971-276с. 2. Уткин Н. Ф., Кижняев Ю. И., Немцев Б. А., Шаманин А. А. и др. Обработка глубоких отверстий. — Л.: Машиностроение, 1988. —269с. 3. Пашовкин С.А. Фактическая площадь контакта и коэффициент трения поверхностей направляющих сверла для глубокого сверления и обрабатываемого отверстия. Вестник машиностроения, 2009, №4, с. 67 – 71.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛІЗ РОЗМІРНОГО ЗНОСУ НАПРЯМНИХ ОПОР ІНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРОБКИ ГЛИБОКИХ ОТВОРІВ

Паціора А.П.

Розглянута схема формування змащувального слою на напрямних опорах інструмента для обробки глибоких отворів, представлені залежності зносу поверхневого слою прямої опори від пройденого шляху. Виявлені основні стадії розмірного зносу, а також фактори, що впливають на зносостійкість. На основі металографічного аналізу розглянута природа виникнення та росту плями розмірного зносу напрямних опор.

АНАЛИЗ РАЗМЕРНОГО ИЗНОСА НАПРАВЛЯЮЩИХ ОПОР ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ

Паціора А.П.

Рассмотрена схема формирования смазочного слоя на направляющих опорах инструмента для обработки глубоких отверстий, представлены зависимости износа поверхностного слоя направляющей опоры от пройденного пути, выявлены основные стадии размерного износа, а также факторы, влияющие на износостойкость. На основе металлографического анализа рассмотрена природа возникновения и роста пятна размерного износа направляющих опор.

THE ANALYSES OF THE GUIDING PAD DIMENSIONAL WEARING FOR DEEP HOLES TOOLS

Patsiora A.P.

The scheme of the lubricating layer generation on guiding pads of the tool for the deep holes machining is considered. The models of the guiding pad surface layer wearing in relation to the length are presented. Main phases of the dimensional wearing are detected. Factors that influence on the wear resistance are presented. The origin and growth of the guiding pad dimensional wear spot on the ground of the metallographic analysis are researched.

Ключевые слова: глубокое отверстие, сверление, износ, направляющая опора, трение, нелинейная регрессия, адгезия.

Ключові слова: глибокий отвір, свердження, знос, напрямна опора, тертя, нелінійна регресія, адгезія.

Key words: deep hole, drilling, wearing, guiding pad, friction, nonlinear regression, adhesion

УДК 621.9

Бабенко С.А., Красовский С.С., Хорошайло В.В., Полупанов В.П.

ДГМА, НКМЗ, г. Краматорск, Украина

draw@dgma.dn.ua

ПРЕДВАРИТЕЛЬНАЯ ДИАГНОСТИКА ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН, ОСНОВАННАЯ НА МЕТОДЕ ТЕРМОЭДС

Введение

Развитие и совершенствование прогрессивных приемов металлообработки в современном машиностроении связано с применением автоматизированного станочного оборудования. Основой высокопроизводительной и качественной эксплуатации станочного оборудования является надежность процесса резания. Надёжность процесса резания оценивается по стабильности результатов обработки (точность, производительность, качество обработанной поверхности) и надежности работы режущего инструмента, оцениваемой, в свою очередь, по действительному периоду стойкости.

Преждевременный износ инструмента влечет за собой прерывание процесса обработки и останов станка, что существенно снижает производительность обработки.

Вопросы надежности и стабильности автоматически выполняемого процесса резания в режиме расчетной производительности до сих пор остаются до конца не разрешенной проблемой. Основным организационно-техническим приемом повышения надежности процесса обработки на автоматизированном станочном оборудовании является снижение режимов резания до уровня, обеспечивающего стабильную величину стойкости инструмента. Обоснованием к снижению их уровня является допускаемый техническими условиями разброс физико-механических свойств как со стороны обрабатываемого, так и инструментального материала. Вынужденные простои станков-автоматов из-за отказа инструмента составляет 40 – 52% от суммарного времени простоев. Первопричина преждевременного износа многолезвийного инструмента заключается в отказе его отдельных режущих кромок. Собранные в случайной последовательности в одном комплекте твердосплавные пластины с различными режущими свойствами имеют при постоянных режимах резания различную интенсивность износа. Пластинки с содержанием свободного графита уже в период приработки имеют большой размерный износ.

Анализ работы автоматизированного станочного оборудования выявил наличие резервов повышения производительности и стабильности его работы за счет применения методов предварительной диагностики состояния инструмента.

Целью работы является обеспечение заданного периода стойкости твердосплавных резцовых пластин за счет назначения оптимальных режимов резания на основе диагностики с использованием метода термоЭДС.

Основная часть

При соприкосновении двух разнородных материалов между ними возникает контактная разность потенциалов, обусловленная различной концентрацией носителей тока. Если из таких разнородных металлов составить замкнутую цепь и контакты поддерживать при одинаковой температуре, то ЭДС такой цепи равна нулю и поэтому тока в ней не будет. Если контакты поддерживать при различной температуре, то ввиду того, что внутренние контактные разности потенциалов зависят от температуры, их сумма не равна нулю. Поэтому не будет равна нулю и полная ЭДС цепи, и в последней появится ток. Это явление получило название термоэлектричества, а возникшая электродвижущая сила называется термоэлектрической (термоЭДС). Возникновение термоЭДС называют также эффектом Зеебека.

Хотя термоЭДС прямо пропорциональна разности температур материалов, она зависит не только от нее. Особенно это заметно при большой разности температур. Поэтому для характеристики термоэлектрических свойств какой-либо пары проводников пользуются

дифференциальной термоЭДС, которая равна термоэлектродвижущей силе, возникающей при разности температур в один градус. На основании проведенных ранее исследований сделано заключение, что в твердых сплавах термоЭДС изменяется в зависимости от фазового состава сплава, то есть за счет изменения химических свойств кобальтовой (связующей) фазы под воздействием углерода. Между фазовым и химическим составом сплава и величиной термоЭДС существует линейная зависимость. Это дает возможность применить метод термоЭДС для оценки фазового состава сплава и химического состава связующей фазы (т.е. качества твердого сплава) неразрушающим способом.

Величина термоЭДС зависит от свойств материала режущей пластины. Причем термоЭДС чувствительна к микроскопическим количествам примесей, к ориентации кристаллических зерен, к зернистости режущей пластины, к качеству кобальтовой связки (процент растворимости в ней вольфрама).

Из-за колебаний так называемых металлургических факторов при производстве твердосплавных режущих пластин, их физико-механические и теплофизические свойства изменяются. Диапазон возможных изменений ограничен ГОСТ. Однако колебание режущих свойств твердых сплавов достаточно велико.

Для измерения термоЭДС был использован прибор, основанный на эффекте Зеебека. Замкнутая цепь, состоящая из двух разнородных металлов, места соединения которых поддерживаются при различных температурах представляет собой термопару. Технически термопара представляет собой два проводника из различных металлов, в месте контактов которые свариваются или спаиваются. Один из контактов помещается в термостатированную среду большой теплоемкости с известной и постоянной температурой T_0 , а второй в область, температура которой измеряется T .

В приведенной на рис. 1 схеме прибора: 1-горячий электрод; 2- камера с кипящей водой; 3-режущая твердосплавная пластина.

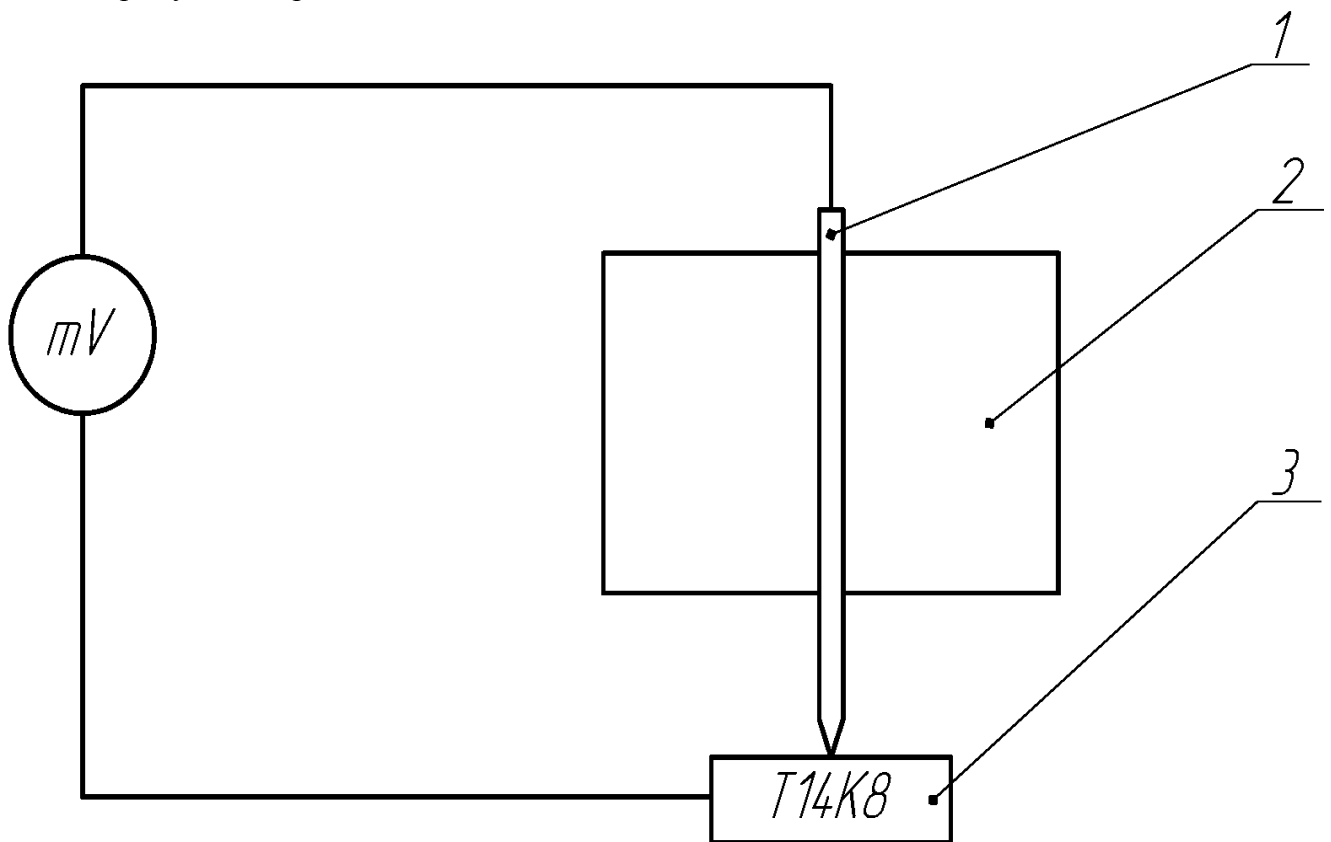


Рис. 1- Схема прибора для измерения термоЭДС.

В приборе одним проводником является исследуемая режущая пластина, ее температура поддерживается при комнатной температуре, а вторым проводником является горячий электрод (50% Ni+50%Cu) температура которого поддерживается на уровне 100°C, благодаря кипению очищенной воды, что устраняет использование дорогостоящих электронных схем, которые не дают такой точности поддержания температуры. ТермоЭДС желательнее измерять цифровым милливольтметром высокой точности.

Партию поставки твердосплавных пластин с помощью прибора для измерения термоЭДС сортировали на пять групп. В результате проведенных экспериментов был получен график разброса термоЭДС пластин марки Т14К8, представленный на рис. 2

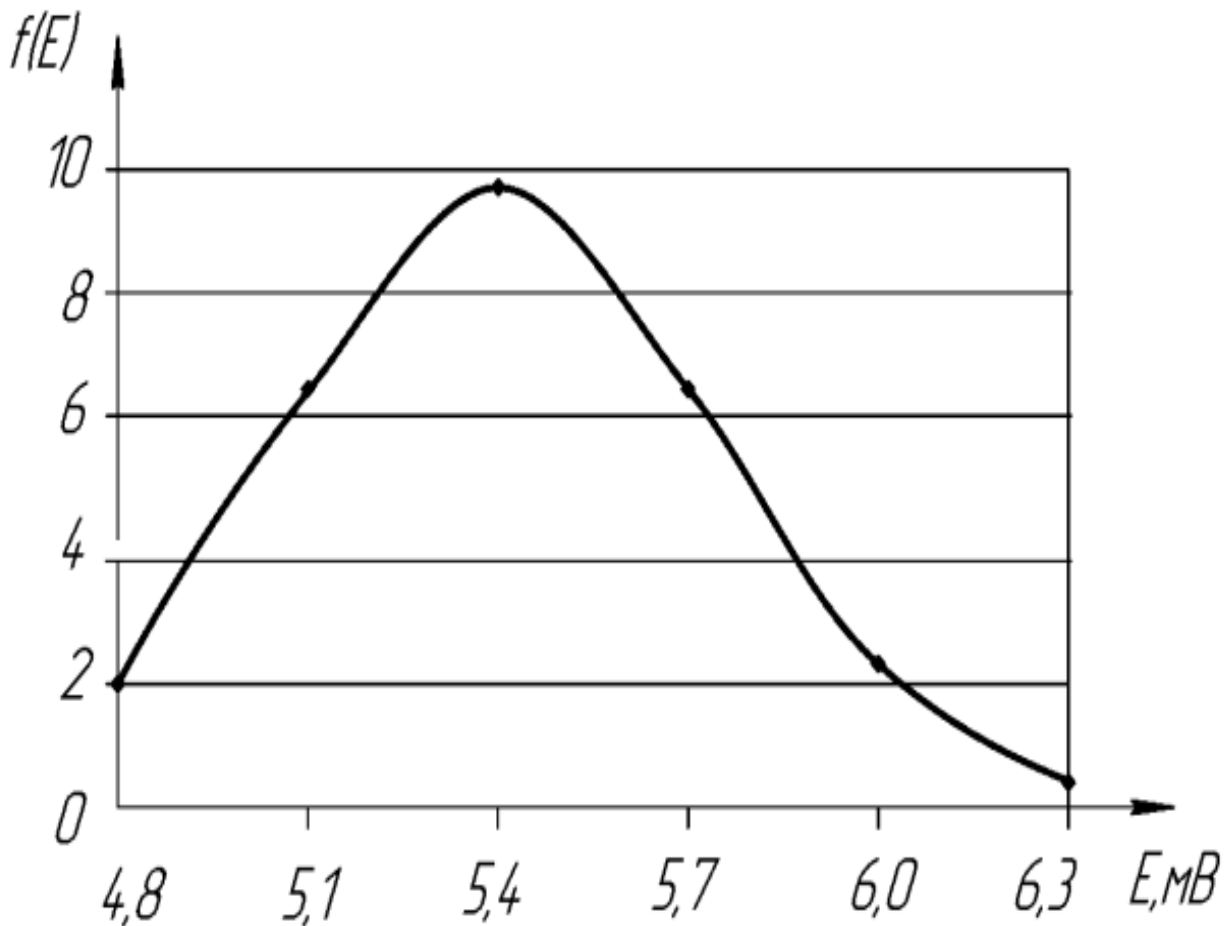


Рис. 2- Разброс термоЭДС твердосплавных пластин марки Т14К8

Для расчета скорости резания, рекомендуемой справочно-нормативной литературой, устанавливалась корреляционная связь между величиной термоЭДС и значением скоростного коэффициента C_v в формуле 1, с тем, чтобы учесть возможные сочетания свойств твердосплавного инструмента с обрабатываемой сталью и иметь возможность скорректировать скорость резания, обеспечивающую заданное время работы резцов:

$$v = \frac{C_v}{T^m \cdot t^x \cdot S^y} \cdot K_v \quad (1)$$

где C_v – поправочный коэффициент, определяющий условия резания; T – заданная стойкость инструмента мин; t – глубина резания, мм; S – подача, мм/об; K_v – поправочный коэффициент, равный произведению ряда поправочных коэффициентов на марку инструмента, на прочностные свойства стали и геометрические параметры резца.

Для корективки вираження 1 проведені стойкісні випробування твердосплавного інструмента марки Т14К8 путем різання підшипникової сталі ШХ15. Режимы різання: $V=60...150$ м/мин, $S=0,14...0,46$ мм/об, $t=0,5...2$ мм.

В результаті обробки експериментальних даних был получен графік функціональної залежності для коефіцієнта $C_v=A \cdot K \cdot E$ в вираженні (1) для пари ШХ15- твердий сплав Т14К8 (Рис. 3).

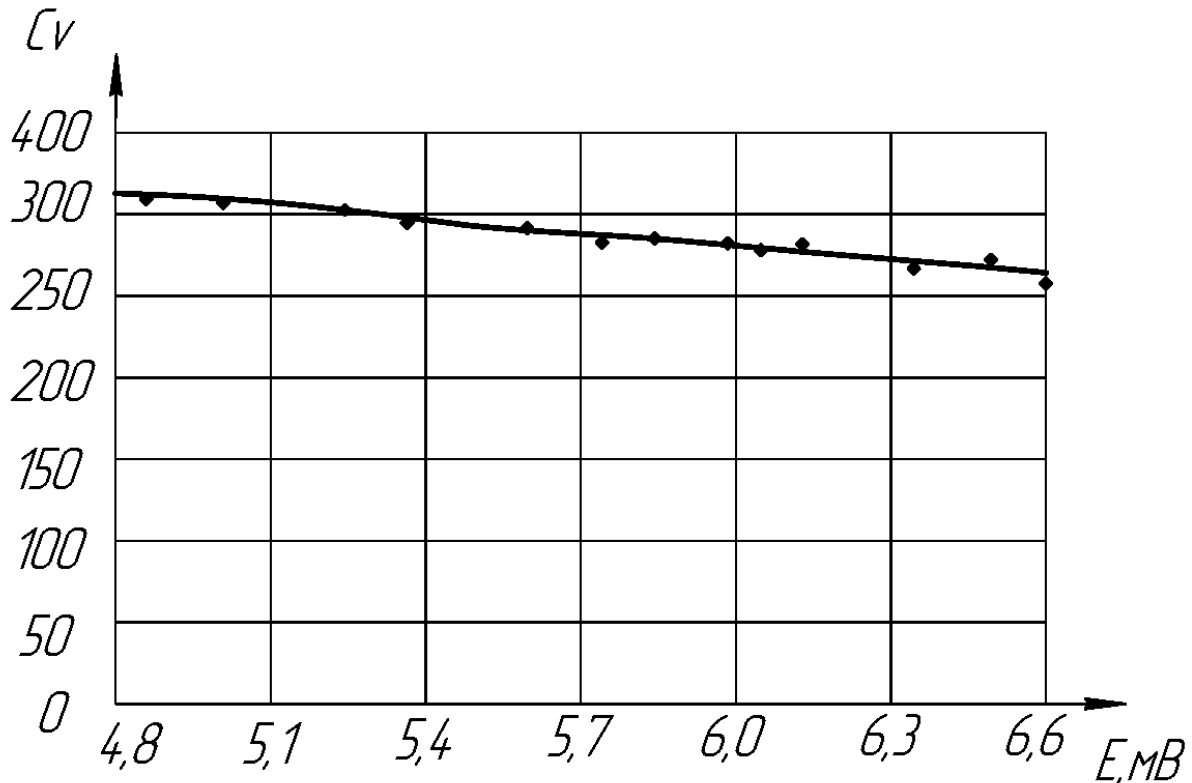


Рис. 3 – Графік залежності $C_v(E)$ для пари ШХ15-Т14К8

Путем математическої обробки експериментальних даних скорректированы функціональні залежності для определения допустимой скорости різання на основі вираження 1. Для пари обробуваний матеріал ШХ15- інструментальний матеріал Т14К8 вираження 2 для установлення допустимой скорости різання при точенні на основі определения термоЭДС виглядає наступним образом:

$$v = \frac{(501 - 41E)}{T^{0,2} \cdot t^{0,15} \cdot S^{0,35} \cdot E^{0,24}} \cdot K_v \quad (2)$$

Выводы

В статье приведен способ сортировки твердосплавных режущих пластин методом термоЭДС. Установлена корреляционная связь между величиной термоЭДС и допустимой скоростью різання. Самые качественные пластины обладают наименьшим значением термоЭДС. Метод термоЭДС может быть использован для входного контроля режущих свойств пластин. Путем математическої обробки експериментальних даних предложена формула расчета скорости різання с учетом свойств контактной пары твердый сплав-стальная заготовка.

Литература: 1. Влияние марки обрабатываемых и инструментальных сплавов на термоЭДС / Праведников И.С. // Нефтегазовое дело. – 2006.С. 1-11 2. Физика

полупроводников / Зеегер К. // М. Мир. –1977. – С.113-115 **3.** Автоматизированный способ определения допустимой скорости резания для токарных станков с ЧПУ на основе энергетического критерия / Плотников А.Л, Бирюков Р.Ю. // Наука - производству .2005. – №1.с.60-63 **4.** Комбинированный способ определения допустимой скорости резания при токарной обработки / Бирюков Р.Ю. // Волжский технологический вестник. –2007. – №2.- с.14-17.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ПРЕДВАРИТЕЛЬНАЯ ДИАГНОСТИКА ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН, ОСНОВАННАЯ НА МЕТОДЕ ТЕРМОЭДС

Бабенко С.А., Красовский С.С., Хорошайло В.В., Полупанов В.П.

В данной работе изложена возможность применения метода термоэлектродвижущей силы (термоЭДС), возникающей в контактной паре проводников, поддерживаемых при разных температурах, для предварительной диагностики твердосплавных пластин металлорежущего инструмента. Приведен способ сортировки твердосплавных режущих пластин методом термоЭДС. Установлена корреляционная связь между величиной термоЭДС и допустимой скоростью резания.

ПОПЕРЕДНЯ ДІАГНОСТИКА ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН, ЗАСНОВАНА НА МЕТОДІ ТЕРМОЕРС

Бабенко С.О., Красовський С.С., Хорошайло В.В., Полупанов В.П.

У даній роботі викладена можливість застосування методу термоелектрорушійної сили (термоЕРС), що виникає в контактній парі провідників, підтримуваних при різних температурах, для попередньої діагностики твердосплавних пластин металорізального інструмента. Наведено спосіб сортування твердосплавних ріжучих пластин методом термоЕРС. Установлено кореляційний зв'язок між величиною термоЕРС і припустимою швидкістю різання.

THE PRELIMINARY DIAGNOSTICS ТВЕРДОСПЛАВНЫХ OF SLICES GROUNDED ON METHOD THERMOELECTROMOTIVE FORSE

Babenko S.A., Krasovskiy S.S., Khoroshailo V.V., Polupanov V.P.

The given article is devoted to the possibility of application of the method of thermoelectromotive force arising in the terminal pair of the conductors supported by different temperatures for preliminary diagnostics of the carbides of the metal-cutting tool. The process of grading for carbides by the method of thermoelectromotive force is shown. The correlation between the dimension of thermoelectromotive force and the bearable cutting velocity is established.

Ключевые слова: термоэлектродвижущая сила (термоЭДС), термopapa, фазовый состав, сортировка, твердосплавные пластины.

Ключові слова: термоелектрорушійна сила (термоЕРС), термopapa, фазовий склад, фазовий склад, твердосплавні пластины.

Key words: thermoelectromotive force, thermal converter, phase composition, grading, carbides.

РОЗДІЛ 2 ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.73.06-52

Данильченко Ю.М., Коломієць В.І.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
mmi-tm@ukr.net, yumd@i.ua

ДИНАМІКА ШПИНДЕЛЬНИХ РАДІАЛЬНО-УПОРНИХ КУЛЬКОВИХ ПІДШИПНИКІВ

Вступ

Переважним видом опор шпинделів є підшипники кочення. За різними оцінками 90-95% шпиндельних вузлів випускаються саме з підшипниками кочення, спеціально призначеними для цих вузлів (шпиндельними підшипниками). Для прецизійних металорізальних верстатів рекомендовано переважно використовувати підшипники не нижче 2 класу точності [1]. Але висока точність виготовлення підшипників ще не гарантує високої точності роботи зібраних на них шпиндельних вузлів, особливо при виникненні локальних резонансів на частотах вібраційних збуджень підшипників [1], що й визначає актуальність досліджень закономірностей їх динамічної поведінки.

Теоретичним дослідженням динаміки прецизійних підшипників кочення присвячено ряд фундаментальних праць, серед яких особливе місце займають праці В.Ф. Журавлева та В.Б. Бальмонта [2, 3]. Отримані цими авторами аналітичні залежності для розрахунку спектрів осьових та радіальних вібраційних збуджень кулькових підшипників широко використовуються як в практиці, так і при дослідженні динаміки роторних механізмів, зокрема і шпиндельних вузлів металорізальних верстатів. При цьому дія підшипників, зазвичай, враховується у вигляді полігармонічного вібраційного збудження, тобто як джерело вимушених коливань [4, 5].

В останніх дослідженнях в цьому напрямку [6] зроблені спроби врахування вібраційного збудження кулькових підшипників як джерела параметричних коливань, що більш точно відображає фізичний процес, але значно ускладнює процедуру розрахунку.

Мета роботи

Метою цієї роботи є встановлення умов виникнення параметричних коливань шпиндельних радіально-упорних кулькових підшипників та адекватності застосування математичних моделей коливань шпинделя, в яких ці підшипники розглядаються як джерела вимушених коливань.

Основна частина

Попередні дослідження [7] довели, що при обертанні радіально-упорного кулькового підшипника наявність похибок виготовлення його доріжок кочення кілець та комплекту кульок спричиняє змінність величин власних частот та форм коливань. При цьому характер змінності власних частот підшипника відповідає характеру змінності його радіальних та осьової жорсткостей, що опосередковано свідчить про параметричну природу коливань, що генеруються підшипником.

Для визначення власних частот і форм коливань підшипника в [7] використовувалось рівняння вільних коливань у загальній формі з частинним розв'язком у вигляді головних коливань:

$$[a]\{\ddot{q}\} + [c]\{q\} = 0, \quad \{q\} = A\{u\}\cos(pt - \varphi), \quad (1)$$

де $[a]$ – матриця інерційних коефіцієнтів системи; $[c]$ – матриця жорсткості системи; $\{q\}$ – матриця-стовпець головних координат; $\{u\}$ – матриця-стовпець амплітудних коефіцієнтів; A – амплітуда головних коливань; p – власна частота коливань.

При цьому матриця жорсткості $[c]$ визначалась окремо для кожного миттєвого положення внутрішнього кільця підшипника на одному оберті сепаратора.

Для розрахунку елементів матриці жорсткості $[c]$ з урахуванням похибок виготовлення бігових доріжок кілець і тіл кочення підшипника використовувались залежності [5]. В загальному вигляді ця матриця є такою:

$$[c] = \begin{bmatrix} c_{xx} & c_{xy} & c_{xz} \\ c_{yx} & c_{yy} & c_{yz} \\ c_{zx} & c_{zy} & c_{zz} \end{bmatrix}, \quad (2)$$

де c_{xx} , c_{yy} і c_{zz} – радіальні і осьова жорсткості підшипника; $c_{xy} = c_{yx}$, $c_{xz} = c_{zx}$, $c_{yz} = c_{zy}$ – перехресні жорсткості підшипника.

Для встановлення умов виникнення параметричних коливань підшипника скористаємось матричним рівнянням [8]:

$$[a]\{\ddot{q}\} + [c_0](1 + 2\mu \cos \omega t)\{q\} = 0, \quad (3)$$

де $[c_0]$ – матриця середньої жорсткості системи; μ – коефіцієнт параметричного збудження, ω – частота збудження.

Як видно з (3), в цьому випадку матрицю жорсткості підшипника (2) необхідно перетворити шляхом представлення її елементів у вигляді полігармонічних функцій кута повороту сепаратора:

$$c_{ij} = c_0 + \sum_{m=1}^n c_m \cos(m\omega_c t + \varphi_m), \quad (4)$$

де c_m і φ_m – амплітуда і фаза m -ї гармоніки ij -го елемента матриці жорсткості, ω_c – частота обертання сепаратора.

Застосовуючи метод головних координат запишемо матричне рівняння (3) у вигляді:

$$[M]\{\ddot{\eta}\} + [K_0](1 + 2\mu \cos \omega t)\{\eta\} = 0, \quad (5)$$

де $[M]$ – діагональна матриця головних коефіцієнтів інерції; $[K_0]$ – діагональна матриця середніх головних коефіцієнтів жорсткості; $\{\eta\}$ – головні координати.

Стійкість розв'язків кожного рівняння системи (5):

$$M_l \ddot{\eta}_l + K_{0l} \eta_l (1 + 2\mu \cos \omega t) = 0 \quad (6)$$

можна дослідити за допомогою діаграм Айнса–Стретта, привівши рівняння (6) до вигляду:

$$\frac{d^2 \eta}{d\tau^2} + (a + 2b \cos 2\tau) \eta = 0, \quad (7)$$

де τ – безрозмірний час, $2\tau = \omega t$; a і b – коефіцієнти.

Для нашого випадку цей підхід можна застосувати виходячи з припущення незалежності впливу складових параметричного збудження. Тоді дослідження умов виникнення параметричних коливань можна проводити окремо для кожної частоти $\omega_r = r\omega_c$ полігармонічного збудження типу (4). При цьому коефіцієнти рівняння (7) будуть такими:

$$a_l = \frac{4p_l^2}{(r\omega_c)^2}, \quad b_l = \frac{2p_l^2}{(r\omega_c)^2} \frac{K_{rl}}{K_{0l}}, \quad (8)$$

де K_{0l} і K_{rl} – середнє значення і амплітуда r -ї змінної складової головної жорсткості для l -го розв'язку системи (6).

Для використання залежностей (8) необхідно попередньо визначити їх складові, а саме власні частоти p_l і складові K_{0l} і K_{rl} головних коефіцієнтів жорсткості [7].

Для дослідження умов виникнення параметричного резонансу обрано шпindelний радіально-упорний кульковий підшипник гіперлегкої серії 2-го класу точності SEA 35 фірми SNFA [9]. Основні параметри підшипника: габаритні розміри $d \times D \times B = 35 \times 47 \times 7$ мм, кут контакту $\tau_0 = 15^\circ$, діаметр кульки $d_{w0} = 3,17$ мм, число кульок $z = 26$. Величина попереднього осьового натягу $Q_0 = 60$ Н. Максимальна частота обертання $n = 37500$ xv^{-1} . Маса внутрішнього кільця підшипника дорівнює 0,015 кг. Похибки виготовлення підшипника обирались за середньо-імовірнісними спектрами похибок геометрії бігових доріжок кілець і різнорозмірності кульок для підшипників 2-го класу точності [10]. Було прийнято: загальні значення відхилень від круглості доріжок кочення – 0,323 мкм (зовнішнє кільце), 0,340 мкм (внутрішнє кільце), різнорозмірність кульок в комплекті – 0,12 мкм.

Матриця жорсткості підшипника $[c]$ розраховувалась для 208 послідовних дискретних положень внутрішнього кільця для одного оберту сепаратора за допомогою авторської програми *BearProj*. Середні значення радіальних c_{0xx} , c_{0yy} і осьової c_{0zz} жорсткостей підшипника з урахуванням дії інерційного навантаження від комплекту кульок та теплоутворення у підшипнику при обертанні внутрішнього кільця розраховувались за допомогою авторської програми *BearProjNT* [11]. Результати розрахунку подано на рис. 1.

Як видно з рис. 1, а, із зростанням частоти обертання підшипника спостерігається значне зменшення середніх значень його жорсткостей: радіальних c_{0xx} (c_{0yy}) (крива 1) і осьової c_{0zz} (крива 2) жорсткостей.

Так вже при $n = 34300$ xv^{-1} середня радіальна жорсткість зменшується до 12 Н/мкм і осьова до 1.8 Н/мкм. Змінні складові цих жорсткостей на одному оберті сепаратора подані на рис. 1, б-г у вигляді відповідних спектрів амплітуд.

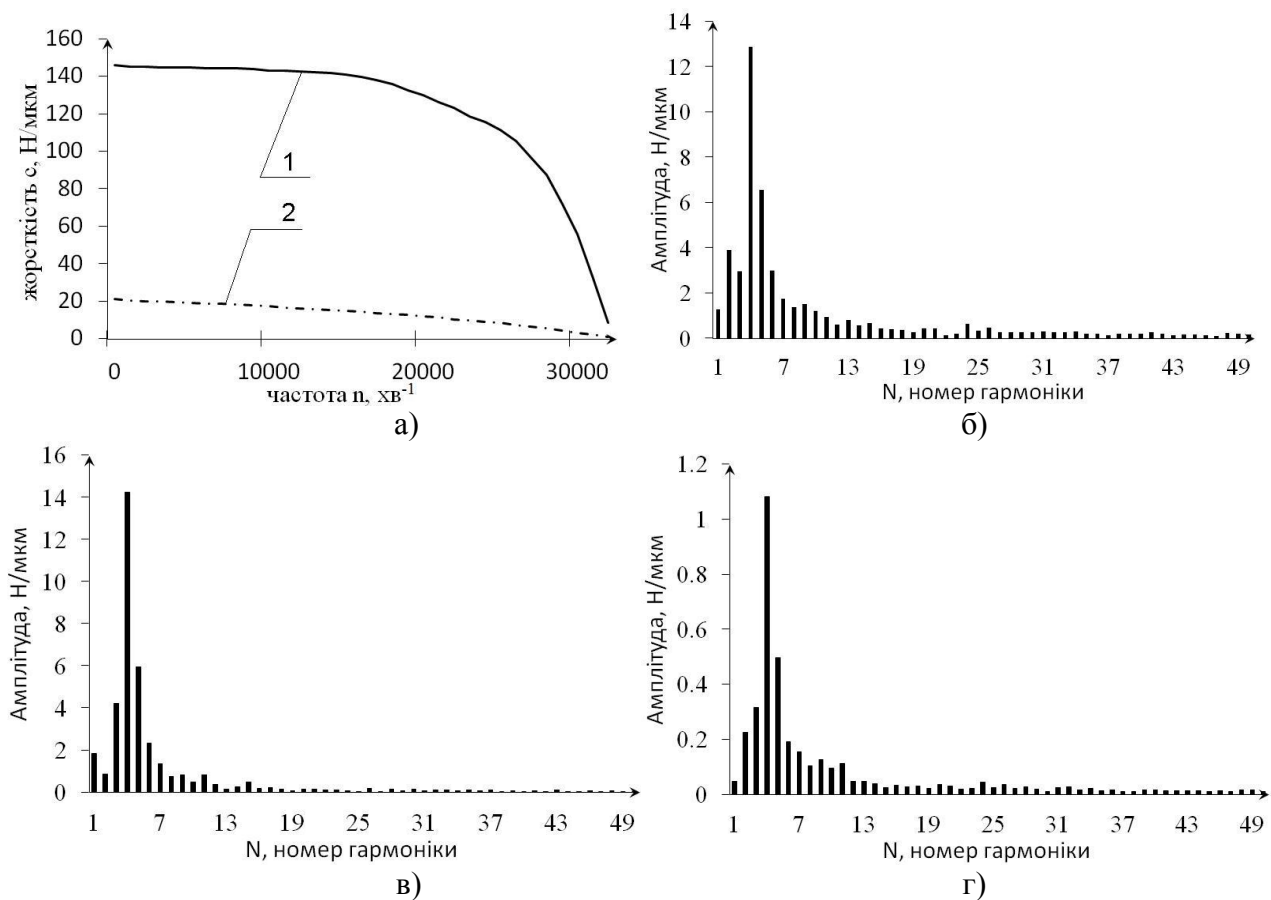


Рис. 1 - Характеристика жорсткості підшипника:

а) середні значення радіальних (1) і осьової (2) жорсткостей при зміні частоти обертання n підшипника; спектри амплітуд змінних складових жорсткості для $n = 34300 \text{ хв}^{-1}$: б) радіальної c_{mxx} ; в) радіальної c_{myy} ; г) осьової c_{mzz}

За цими значеннями складових матриць жорсткості $[c]$ з розв'язку системи (1) були отримані значення власних частот p_1 ($p_1 = 10880 \text{ с}^{-1}$, $p_2 = 19061.85 \text{ с}^{-1}$, $p_3 = 36265.8 \text{ с}^{-1}$) і для них визначені групи коефіцієнтів a_{lr} і b_{lr} (8) при параметричних збудженнях на частотах $\omega_r = r\omega_c$ відповідних гармонік спектрів амплітуд змінних складових головних жорсткостей. Результати розрахунку параметричного резонансу на першій власній частоті подано на рис. 2.

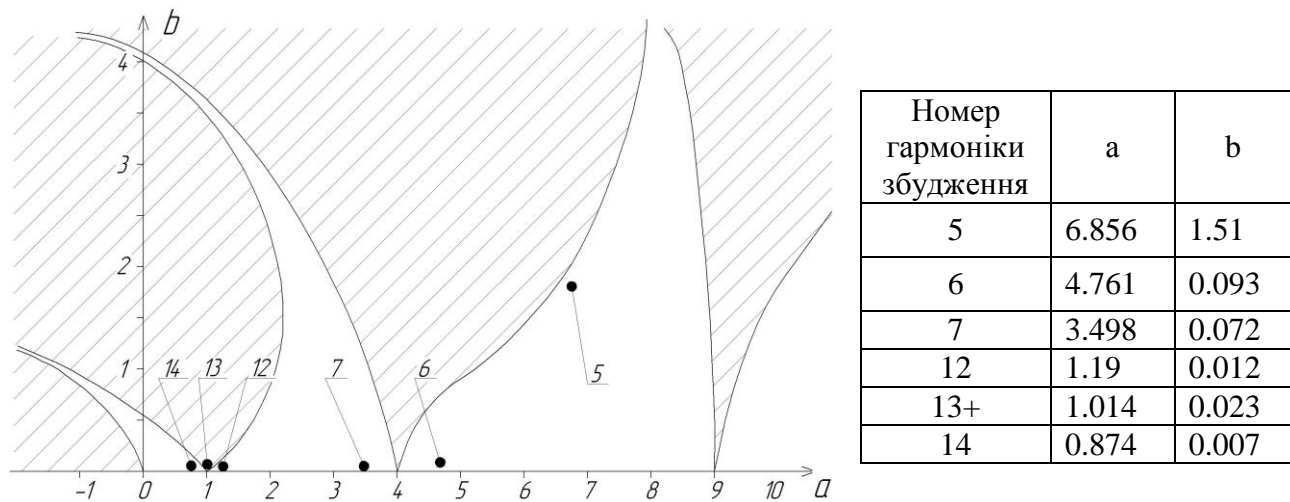


Рис. 2 - Діаграма Айнса-Стретта для першої власної частоти $p_1 = 10880 \text{ с}^{-1}$ на частоті обертання підшипника $n = 34300 \text{ хв}^{-1}$

Як видно з рис. 2, виникнення параметричних коливань теоретично можливе на всіх частотах збудження підшипника, але найбільш ймовірним є лише для збуджень з відносно великими амплітудами. При цьому за реальних умов роботи підшипника відбувається певне підвищення порогу збудження за рахунок тертя в контактних групах [8]. Тому збудження з малими амплітудами практично унеможливорює виникнення параметричних коливань.

Для перевірки умов виникнення параметричного резонансу при збуренні з частотою $\omega = 4\omega_c$ (4-а гармоніка змінної складової жорсткості) додатково було проведено дослідження, результати якого подано на рис. 3. Як видно, виникнення параметричних коливань в цьому випадку можливо в діапазоні частот обертання підшипника $n = 35642 \div 35880 \text{ хв}^{-1}$ в третій зоні діаграми Айнса-Стретта і $n = 42625 \div 43850 \text{ хв}^{-1}$ в другій зоні. При цьому другий випадок відповідає роботі підшипника за межами його граничної частоти обертання.

Таким чином можливість виникнення параметричних коливань не можна виключати навіть у прецизійних шпindelьних радіально-упорних кулькових підшипників. Але така можливість виникає лише на високих частотах обертання при значному розвантаженні цих підшипників. В інших випадках ці коливання виникають лише при збігу власних частот з частотами збудження ($a_{lr} = 4$). Тобто для цих випадків в математичних моделях коливань шпинделя підшипники його опор можна розглядати як джерела вимушених коливань.

Висновки.

1. Для високооборотних шпindelних радіально-упорних кулькових підшипників існує небезпека виникнення параметричних коливань навіть при умові високої точності їх виготовлення.

2. Виникнення параметричних коливань у таких підшипників можливе лише на критичних частотах обертання при значному розвантаженні внаслідок дії інерційного навантаження від комплекту кульок.

3. При порівняно невеликих змінах жорсткості по куту повороту підшипника (не критичному розвантаженні), параметричні коливання (як і вимушені) виникають лише при збігу власних частот з частотами збудження. Тобто для цих випадків в математичних моделях коливань шпінделя підшипники його опор можна розглядати як джерела вимушених коливань.

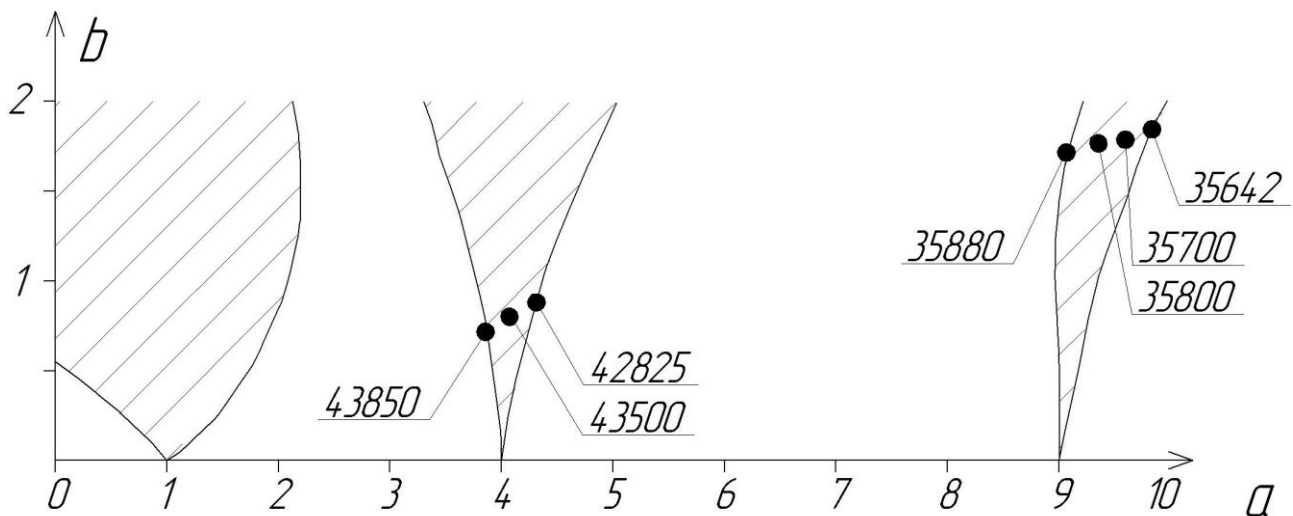


Рис. 3 - Діаграма Айнса – Стретта для збурення з частотою $\omega = 4\omega_c$ на першій власній частоті $p_1 = 10880 \text{ c}^{-1}$

Література: 1. Машиностроение. Энциклопедия. Металлорежущие станки и деревообрабатывающее оборудование. – Т.IV-7 / Под ред. Б.И.Черпакова. - М.: Машиностроение. - 1999. – 863 с. 2. Журавлев В.Ф., Бальмонт В.Б. Механика шарикоподшипников гироскопов. – М.: Машиностроение. 1985. – 272 с. 3. Бальмонт В.Б., Матвеев В.А. Опоры качения приборов. - М.: Машиностроение. - 1984. – 240 с. 4. Зверев И.А., Бальмонт В.Б., Данильченко Ю.М. Математическое моделирование и экспериментальное исследование точности вращения шпindelного узла // Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1987. - №11. – С. 154–159. 5. Данильченко Ю.М., Кузнецов Ю.М. Прецизійні шпindelні вузли на опорах кочення (теорія і практика). - Тернопіль – Київ: Економічна думка, 2003. – 344 с. 6. Upadhyay S. H., Harsha S. P. and Jain S. C. Nonlinear vibration signature analysis of high Speed rotor due to defects of rolling element /Adv. Theor. Appl. Mech., Vol. 1, 2008, no. 7, pp. 301 – 314. (<http://www.m-hikari.com/atam/forth/upadhyayATAM5-8-2008.pdf>). 7. Данильченко Ю.М., Боронко О.О., Коломієць В.І. Визначення власних частот та форм коливань радіально-упорного кулькового підшипника // Вісник НТУУ «КПІ», сер. Машинобудування. – 2011. - №61. - С. 237-240. 8. Василенко М.В., Алексейчук О.М. Теорія коливань і стійкості руху. – К.: Вища шк., 2004. – 525 с.: іл. 9. Высокоточные подшипники. Каталог фирмы SNFA / Gen. Cat. – 9-85-6000 - I.F.E.D.R.S. – Tipostampa – Torino – 62 с. 10. Явленский К.Н., Явленский А.К. Вибродиагностика и прогнозирование качества механических систем. – Л.: Машиностроение, 1983. – 239 с. 11. Данильченко Ю.М., Петров С.В. Моделювання силових характеристик підшипників опор

кочення швидкохідних шпindelних вузлів // Вісник Тернопільського державного технічного університету. - 2001. – Т.6, № 1. - С. 51-60.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ДИНАМІКА ШПИНДЕЛЬНИХ РАДІАЛЬНО-УПОРНИХ КУЛЬКОВИХ ПІДШИПНИКІВ

Данильченко Ю.М., Коломієць В.І.

Проведене теоретичне дослідження умов виникнення параметричних коливань прецизійних шпindelних радіально-упорних кулькових підшипників. На прикладі високошвидкісного підшипника гіперлегкої серії 2-го класу точності встановлено, що виникнення таких коливань можливе лише на критичних частотах обертання при значному розвантаженні підшипника внаслідок дії інерційного навантаження від комплекту кульок. В інших випадках ці коливання виникають лише при збігу власних частот з частотами збудження. Тобто для цих випадків в математичних моделях коливань шпинделя підшипники його опор можна розглядати як джерела вимушених коливань.

ДИНАМІКА ШПИНДЕЛЬНИХ РАДІАЛЬНО-УПОРНИХ ШАРИКОВИХ ПІДШИПНИКІВ

Данильченко Ю.М., Коломієць В.І.

Проведено теоретическое исследование условий возникновения параметрических колебаний прецизионных шпindelных радиально-упорных шариковых подшипников. На примере высокоскоростного подшипника гиперлегкой серии 2-го класса точности установлено, что возникновение таких колебаний возможно только на критических частотах вращения при значительной разгрузке подшипника вследствие действия инерционных нагрузок от комплекта шариков. В других случаях эти колебания возникают только при совпадении собственных частот с частотами возбуждения. То есть для этих случаев в математических моделях колебаний шпинделя подшипники его опор можно рассматривать как источники вынужденных колебаний.

THE DYNAMICS OF SPINDLE ANGULAR CONTACT BALL BEARINGS

Danylchenko Y.M., Kolomyets V.I.

Theoretical research of conditions of origin of parametric vibrations precision spindle angular contact ball bearings is carried out. On an instance of the high-speed bearing of a hyper easy series of 2nd absolute consistency it is installed, that origin of such oscillations was possibly only on twirl cut-off frequencies at considerable relief of the bearing owing to operation of inertia loadings from a package of balls. In other cases these oscillations originate only at coincidence of fundamental frequencies to frequencies of excitation. That is for these cases in mathematical models of oscillations of a spindle bearings of its legs can be considered as sources of forced oscillations.

Ключевые слова: динамика, шпindel, подшипник, модель, вынужденные колебания.

Ключові слова: динаміка, шпindel, підшипник, модель, вимушені коливання.

Key words: the dynamics, spindle, ball bearings, models, sources of forced oscillations.

УДК 621.9

Витренко В.А., Воронов А.Э., Кашура М.А., Кузнецова М.Н.

ВНУ ім. В.Даля, г.Луганск, Україна

ВОПРОСЫ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ВИНТОВЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Введение

Главным достоинством винтовых зубчатых передач является возможность передачи вращений между валами, расположенными под произвольным углом скрещивания, который колеблется в широких пределах.

Под винтовыми зубчатыми передачами понимают передачи, колёса которых смонтированы на перекрещивающихся валах. При этом основными окружностями колес передачи являются однополостные гиперболоиды вращения. В настоящее время зубчатые колёса на однополостных гиперболоидных не удаётся изготовить. Объяснение простое: конструкторам, технологам и исследователям зубчатых передач производящие поверхности для двух сопряжённых гиперболоидных колёс не удаётся найти.

В связи с этим теоретическую гиперболоидную передачу в промышленности заменяют на винтовую, червячную, гипоидную, спироидную передачи, которые также называются гиперболоидными [1,2]. В этих передачах реализуется теоретически точечный характер касания, кроме червячных и спироидных, в которых реализуется линейный контакт [3,4].

Основная часть

В представленной работе рассматриваются винтовые зубчатые передачи второго рода, состоящие из цилиндрических прямозубых или косозубых колёс и гиперболоидных зубчатых колес с любым углом скрещивания осей и любым передаточным отношением. Гиперболоидное колесо получено при помощи цилиндрического инструментального колеса. Так как инструментальное колесо незатыловано и остро незаточено, то передние режущие грани затачиваются под углами, зависящими от материалов нарезаемого колеса и инструмента и их твёрдости.

В представленной работе разрабатывается технологии изготовления гиперболоидных зубчатых колёс, методом обкатки на серийных зубофрезерных станках при помощи цилиндрических инструментальных колёс. Для этого относительное движение в станочном зацеплении определено двумя независимыми параметрами, которыми являются движение обкатки и движение вдоль прямолинейной образующей гиперболоида.

Зная поверхность инструментального зубчатого колеса при помощи дифференциальной геометрии и матричного исчисления совершим переход от системы инструмента к системе нарезаемого гиперболоидного зубчатого колеса.

Вывод формул преобразований координат от системы S_1 к S_2 , основывается на такой записи [5]

$$\vec{r}_1 = M_{2p} M_{p0} M_{01}, \quad r_2 = M_{21} r_1, \quad (1)$$

здесь \vec{r}_1 и \vec{r}_2 – столбцевые матрицы радиус-векторов \vec{r}_1 и \vec{r}_2 одной и той же точки в системах S_1 и S_2 ; M_{01} – матрица перехода от S_1 к S_0 ; M_{21} – результирующая матрица для непосредственного перехода от S_1 к S_2 .

Тога $\vec{r}_1 = M_{2p} M_{p0} M_{01}$ примет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} x_2 &= (x_1 \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + a_w) \cos \varphi_2 + [(x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \cos \gamma - x_1 \sin \gamma] \sin \varphi_2 \\ x_2 &= (x_1 \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + a_w) \sin \varphi_2 + [(x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \cos \gamma - z_1 \sin \gamma] \cos \varphi_2 \\ z_2 &= (x_1 \sin \varphi_1 + y_1 \cos \varphi_1) \sin \gamma + z_1 \cos \gamma \end{aligned} \right\} (2)$$

Уравнениями (1) определена связь между координатами вращающейся системы, жестко связанной с цилиндрическим инструментальным колесом и координатами вращающейся системы, жестко связанной с нарезаемым гиперboloидным колесом.

При нарезании зубьев на гиперboloидной заготовке режущие кромки инструментального колеса совершают движения, определяемые параметрами μ, φ_1 , где φ_1 – угол поворота режущих кромок относительно оси $o_1 z_1$, μ – расстояние режущей кромки от плоскости $o_1 x_1 y_1$.

Подставляя в уравнение (2) значения координат режущей кромки, получим уравнения семейства поверхностей зубьев на гиперboloидной заготовке. Таким образом, уравнения семейства определяют поверхности зубьев в зависимости от трёх параметров λ, μ и φ_1 . Здесь параметр φ_2 заменён через φ_1 и передаточное число u_{21} с использованием выражения $\varphi_2 = \varphi_1 \cdot u_{21}$. Тогда уравнения производящей поверхности в системе координат $x_1 y_1 z_1$ примет следующий вид:

$$x_1 = f_1(\lambda) - r_1; \quad y_1 = f_2(\lambda); \quad z_1 = \mu. \quad (3)$$

В векторной форме уравнение производящей поверхности, являющейся производящим колесом, запишем в следующем виде:

$$\vec{r}_1(\lambda, \mu) = [f_1(\lambda) - r_1] \vec{i} + \mu \vec{k}. \quad (4)$$

Используя равенства (3), получим векторы касательных к прямым $\lambda = const$ и $\mu = const$:

$$\vec{r}_1^{(\lambda)} = f_1' \lambda \vec{i} + f_2' \vec{j}; \quad \vec{r}_1^{\mu} = \vec{k}. \quad (5)$$

При рассмотрении станочного зацепления и определении основных элементов нарезаемого гиперboloидного колеса (кривизны зубьев, контактных линий) необходимо знать проекции единичного вектора нормали к производящей поверхности.

Вектор нормали к производящей поверхности определяется следующим образом:

$$\vec{N} = (\vec{r}_1^{\lambda} \times \vec{r}_1^{\mu}). \quad (6)$$

Проекции единичного вектора нормали к производящей поверхности запишем в следующем виде:

$$n_{x1} = f_2' / \sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}; \quad n_{y1} = f_1' / \sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}; \quad n_{z1} = 0. \quad (7)$$

Для определения нормальных кривизн, главных направлений и других характеристик производящих поверхностей необходимо иметь выражения для коэффициентов первой и второй квадратичных форм. В общем случае коэффициенты первой квадратичной формы поверхности равны:

$$E_1 = (\vec{r}_1^{\lambda})^2; \quad F_1 = \vec{r}_1^{\lambda} \vec{r}_1^{\mu}; \quad G_1 = (\vec{r}_1^{\mu})^2. \quad (8)$$

Коэффициенты второй квадратичной формы определим при помощи следующих зависимостей:

$$L_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \lambda^2}; \quad M_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \lambda \partial \mu}; \quad N_1 = \vec{n}_1 \frac{\partial^2 \vec{r}_1}{\partial \mu^2}, \quad (9)$$

где \vec{n}_1 – единичный вектор нормали к производящей поверхности.

Имея коэффициенты первой и второй квадратичной форм, определим нормальные кривизны линий, лежащих на производящей цилиндрической поверхности, используя для этого дифференциальную геометрию [7].

$$K = L_1 d\lambda^2 / (E_1 d\lambda^2 + G_1 d\mu^2). \quad (10)$$

Направления, в которых определяются кривизны производящей поверхности, зависят от отношения $\partial\lambda/\partial\mu$. Так, например, нормальные кривизны вдоль линий $\mu = const$ и $\lambda = const$, являются в рассматриваемом случае главными, будут равны:

$$K_\mu = L_1/E_1 = (f_1'f_2'' - f_1''f_2') / [(f_1')^2 + (f_2')^2]^{3/2}; \quad K_\lambda = N_1/G_1 = 0. \quad (11)$$

Совокупность приведенных выше уравнений при заданном значении угла поворота φ_1 определяет контактные линии на поверхностях зубьев инструментального зубчатого колеса в станочном зацеплении.

Выводы

Разработана математическая модель, позволяющая получить принципиально новую технологию производства квазигиперболоидных зубчатых колёс. Искомые колёса могут быть изготовлены на серийных зубофрезных станках. При этом если гиперболоидная заготовка закрепляется на суппорте станка, а производящее прямозубое цилиндрическое колесо на столе станка, то настройка станка сводится к настройке гитары деления. Делительная кинематическая цепь станка должна обеспечивать вращение гиперболоидной заготовки и стола с цилиндрическим инструментальным колесом в соответствии с передаточным отношением, определяемым числом зубьев на нарезаемой квазигиперболоидной заготовке и количеством зубьев на цилиндрическом инструментальном колесе. Выбор величины подачи зависит от требуемой чистоты обработки, точности изготовления и необходимой стойкости режущих кромок инструментального колеса.

Литература: 1. Дмитриев В.А. Детали машин.- Л.: Судостроение.-1970.-791 с. 2. Гофман Х.И. Теория зацеплений, обобщенная и развитая путем анализа.-Одесса, 1886.-157 с. 3. Вильдгабер Э.Р. Основы зацепления конических и гипоидных передач.-М.: Машгиз, 1948.- 172 с. 4. Гавриленко В.А. зубчатые передачи в машиностроении.-М.: Машгиз, 1962.- 531 с. 5. Гантмахер Ф.Р. Теория матриц.- М.: Наука, 1967.- 575 с. 6.Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений.- М.: Наука, 1968.- 584 с. 7. Выгодский М.Я Дифференциальная геометрия.- М.: Машгиз, 1949.- 659 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ВОПРОСЫ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ВИНТОВЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Витренко В.А., Воронов А.Э., Кашура М.А., Кузнецова М.М.

Получены квазигиперболоидные колеса методом обкатки на серийных зубофрезерных станках. Показано, что режущие кромки цилиндрического инструментального колеса описывают цилиндрическое производящее колесо с прямым или винтовым зубом. Так как инструментальное колесо не затылуется, то передняя режущая грань затачивается под углом, зависящим от обрабатываемого материала и его твердости.

ПИТАННЯ ФОРМОУТВОРЕННЯ ГВИНТОВИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Вітренко В.О., Воронов А.Е., Кашура М.О., Кузнецова М.М.

Одержані квазігіперболоїдні колеса методом обкатки на серійних зубофрезерних верстатах. Показано, що ріжучі кромки циліндричного інструментального колеса описують циліндричне виробляюче колесо з прямим або винтовим зубом. Так як інструментальне колесо не затилюється, то передня ріжуча грань заточується під кутом в залежності від оброблюваного матеріалу і його твердості.

PROBLEMS OF HELICAL GEAR WHEELS SHAPE FORMATION

Vitrenko V.A., Voronov A.E., Kashura M.A., Kyznetsova M.N.

Quasihyperbola wheels are obtained using the method of knurling on commercial tooth-cutting machine-tools. It is shown that cutting edges of cylindrical instrumental wheel describes cylindrical forming wheel having a right or helical teeth. As instrumental wheel is not relieved the front cutting edge ground at the angle depending on treated material and its hardness.

Ключевые слова: формобразование винтовых зубчатых колес, квазигиперболоидные колеса, методом обкатки.

Ключові слова: формоутворення гвинтових зубчастих коліс, квазігіперболоїдні колеса, методом обкатки.

Key words: helical gear wheels shape formation, quasihyperbola wheels, method of knurling

Кальченко В.В., Ерошенко А.М.
ЧГТУ, г.Чернигов, Україна

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ШАРИКО-ВИНТОВЫХ ПЕРЕДАЧ ШЛИФОВАНИЕМ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ ОСЯМИ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ

Шарико-винтовая передача (ШВП) представляет собой механизм для преобразования вращательного движения в поступательное и наоборот. В настоящее время шариковые винтовые передачи широко применяются не только в станкостроении, но и в автомобилестроении, авиационной промышленности, железнодорожном транспорте, производстве дорожных машин, атомной энергетике и т.п. [1]. В связи с высокой точностью изготовления подобных передач, окончательная абразивная обработка винта и гайки ШВП является сложной и нетривиальной задачей.

Шарико-винтовая передача состоит из прецизионного накатного или шлифованного винта, гайки с механизмом циркуляции элементов качения и шариков. Таким образом, в отличие от обычной передачи винт-гайка, ШВП использует принцип трения качения, а не трения скольжения. Шарико-винтовые передачи характеризуются такими параметрами как диаметр винта, шаг резьбы, класс точности ШВП и предварительный натяг. Точность определяет максимально допустимое отклонение хода ШВП на единицу шага. Определяется, как правило, количеством микрон на 300 мм хода. В зависимости от классов точности ШВП можно условно разделить на шарико-винтовые передачи для транспортных применений и прецизионные шарико-винтовые передачи.

Главные преимущества передач винт-гайка качения:

- малый коэффициент трения и, как следствие, возможность использования менее мощного привода и меньшего количества смазки;
- низкие потери на трение; к.п.д. этих передач достигает значения 0,9-0,95 по сравнению с 0,2-0,4 передач винт-гайка скольжения;
- почти полная независимость силы трения от скорости и весьма малое трение покоя, что благоприятно в отношении обеспечения устойчивости (равномерности) движения;
- возможность полного устранения зазоров и создания натяга, обеспечивающего высокую осевую жесткость;
- высокая точность позиционирования;
- небольшой нагрев в процессе работы;
- значительно больший эксплуатационный ресурс.

Шариковые винтовые передачи отличаются высоким качеством изготовления поверхностей качения, повышенной плавностью работы, высокой осевой жесткостью и высокой точностью. Регулировка величины предварительного осевого натяга осуществляется относительным угловым смещением двух гаек. Существует несколько способов создания предварительного натяга в гайке с целью повышения жесткости системы и устранения зазора. Смазывание шарико-винтовых передач может осуществляться как жидкой смазкой, так и пластичной смазкой [1].

Технологии винтовых домкратов совершенствовались на протяжении 25 лет. Сегодня производители предлагают своим клиентам максимально полный набор решений в области дооснащения электромеханического привода систем линейных перемещений. На рынке присутствуют системы и компоненты для перемещений грузов массой от 0,5 до 100 т.

Существующие методы обработки винтовых поверхностей методом копирования предусматривают шлифование кругом, радиус профиля которого равен радиусу профиля винтовой поверхности. Круг ориентируется в соответствии с углом наклона винтовой поверхности [2]. Для этого метода характерны высокая эффективность и простота формообразующих движений. Но этот способ имеет ряд недостатков:

— неравномерная удельная нагрузка и толщина срезаемого слоя вдоль профиля абразивного инструмента, в результате чего происходит неравномерный износ [3];

— переменная производительность обработки в процессе врезания, максимальное значение подачи на оборот при этом определяется в момент формообразования центральной точки профиля [4];

— температура в зоне обработки крайних участков профиля детали является ограничивающим фактором, поскольку отношение толщины срезаемого слоя az к радиусу режущей кромки ρ не превышает 0,1, что приводит к увеличению сил трения [5];

— длина врезания $l = \delta / \cos \Theta_{\max}$ больше припуска δ на обработку и зависит от максимального угла подъема профиля образующей θ_{\max} [5].

В работе [7] представлен способ шлифования винтовых поверхностей деталей гаражного оборудования. Использование предложенных в статье подходов для восстановления деталей ШВП и представление их в модульном виде, позволят обрабатывать винтовые поверхности винта и гайки ШВП по эквидистантным кривым и упростят математические модели.

Целью статьи является разработка модульных 3D моделей профилирования круга, съема припуска и формообразования поверхностей винта и гайки ШВП со скрещивающимися осями инструмента и детали и, на основе их анализа, разработка нового способа обработки винтовых поверхностей и разработка установки для абразивной обработки для промышленного внедрения.

Решение прямой задачи теории формообразования требует математического описания профиля детали. Эта поверхность может быть описана сферическим модулем

$$\bar{r}_\delta = S_{z-\theta_\delta \cdot y_\delta \cdot \varphi_\delta \cdot y_n}^\delta \cdot \bar{e}^4, \quad (1)$$

где \bar{r}_δ – радиус-вектор точек винтовой поверхности; $S_{z-\theta_\delta \cdot y_\delta \cdot \varphi_\delta \cdot y_n}^\delta$ – сферический модуль, представляющий собой матрицу перехода от начальной точки в систему координат детали; $\bar{e}^4 = (0,0,0,1)^T$ – радиус-вектор начальной точки [6].

Сферический модуль, описывающий деталь, состоит из однокоординатных матриц [6]:

$$S_{z-\theta_\delta \cdot y_\delta \cdot \varphi_\delta \cdot y_n}^\delta = M_3(z)M_6(\theta_\delta) \cdot M_2(y_\delta) \cdot M_4(\varphi_\delta) \cdot M_2(y_n), \quad (2)$$

где z – осевая координата винта, θ_δ – угол поворота вокруг оси $O_\delta Z_\delta$ вращения детали; $y_\delta = R_\delta$ – расстояние от центра профиля до оси вращения детали; φ_δ – угловая координата профиля винтовой поверхности; $y_n = \rho$ – радиус профиля детали. Значение y_n может принимать положительное и отрицательное значения; положительное значение указывает на винтовую поверхность гайки, а отрицательное — винта.

Модуль (2) имеет два независимых угловых параметра θ_δ и φ_δ . Осевая координата винтовой поверхности z является функцией от угла поворота детали:

$$z = \theta_\delta \cdot p, \quad (3)$$

где $p = \frac{S}{2\pi}$ – параметр винтового движения, S – шаг винтовой поверхности.

Исходя из формы детали, радиус-вектор инструмента в модульном виде (4) описывается матрицей перехода

$$\bar{r}_u = M_{u\delta} \cdot \bar{r}_\delta \quad (4)$$

где $M_{u\delta}$ – матрица перехода из системы координат детали в систему координат инструмента.

Матрица перехода (5) представляет собой произведение двух сферических модулей

$$M_{u\delta} = S_{\theta_u \cdot y_c}^{\phi_u} \cdot S_\psi^o, \quad (5)$$

где $S_{\theta_u \cdot y_c}^{\phi_u}$ – модуль формообразования инструмента; S_ψ^o – модуль угловой ориентации

інструмента относительно детали.

Модуль формообразования (6) состоит из произведения двух матриц

$$S_{\theta_u, y_c}^{\phi_u} = M_6(\theta_u) \cdot M_2(y_c), \quad (6)$$

где θ_u – угол поворота системы координат детали относительно оси вращения инструмента; y_c – расстояние между осями вращения инструмента и детали.

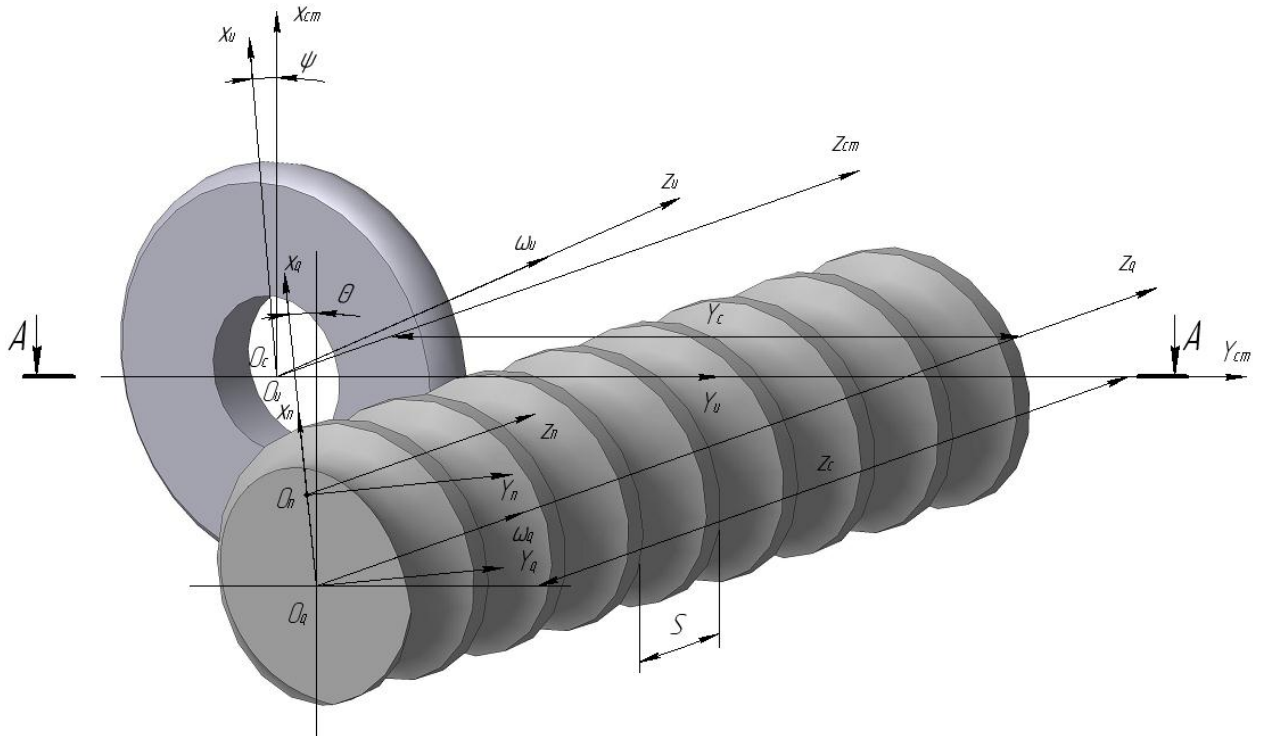


Рис. 1 - Схема обработки поверхности винта ШВП

Модуль ориентации (7) представлен матрицей относительных поворотов

$$S_{\psi}^o = M_5(\psi), \quad (7)$$

где ψ – угол наклона круга.

Нами предлагается осуществлять поворот круга в направлении, противоположном углу наклона винтовой поверхности, таким образом, увеличивается ход инструмента, так как оправка, на которой закреплен круг, не касается торца детали (рис. 2).

Для профилирования инструмента необходимо составить уравнение, которое определяет линию контакта

$$\bar{V}_{uo} \cdot \bar{n}_o = 0, \quad (8)$$

где \bar{n}_o – единичный вектор нормали к поверхности детали; \bar{V}_{uo} – вектор скорости относительного движения этой поверхности в системе координат инструмента.

Нормаль, как известно, может быть найдена как векторное произведение векторов касательных к поверхности. Для нахождения нормали необходимо дифференцировать радиус-вектор поверхности детали по обоим параметрам.

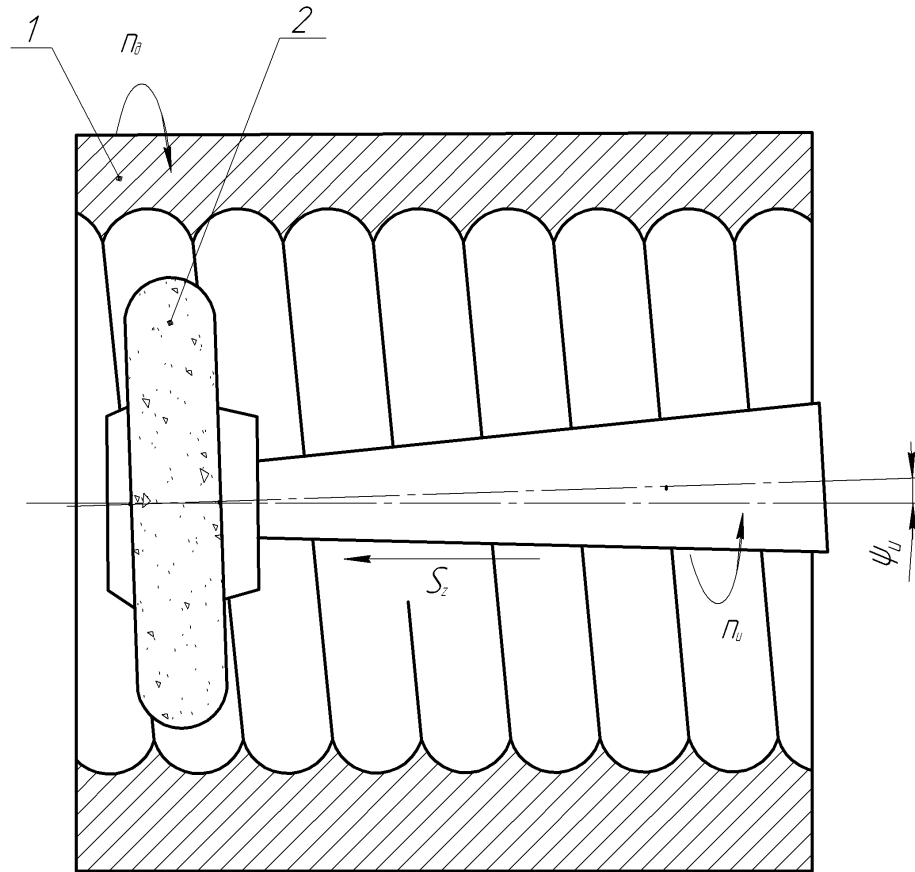


Рис. 2- Схема обработки поверхности гайки ШВП

При однопараметрическом огибании [5] связь между параметрами φ_δ и θ_δ имеет вид равенства нулю смешанного произведения трёх векторов частных производных вектора \bar{r}_u .

$$\left(\frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \varphi_\delta} \times \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \theta_\delta} \right) \cdot \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \tau_\delta} = 0, \quad (9)$$

где $\frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \varphi_\delta} \times \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \theta_\delta} = \bar{N}_\delta$ – вектор нормали к поверхности детали в точке с

криволинейными координатами φ_δ , θ_δ ; $\frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \tau_\delta} = \bar{V}_\delta$ – вектор скорости относительного движения детали относительно круга; τ_δ – время перемещения детали, при повороте её на угол θ в инверсионном движении относительно оси $O_u Z_u$ круга.

Скорость движения детали (9) относительно круга определяется через матрицу перехода из системы координат детали в систему координат инструмента

$$\frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \tau_\delta} = \frac{\partial M_\delta(\theta_\kappa)}{\partial \theta_\kappa} \cdot \frac{\partial \theta_\kappa}{\partial \tau_\delta} \cdot M_{u\delta}, \quad (10)$$

где $\frac{\partial \theta_\kappa}{\partial \tau_\delta} = \omega_{u\delta}$ – угловая скорость поворота детали относительно оси круга.

Скалярное произведение векторов \bar{N}_δ и \bar{V}_δ находим, вычислив определитель

$$\bar{N}_\delta \cdot \bar{V}_\delta = \begin{vmatrix} X_{V_\delta} Y_{V_\delta} Z_{V_\delta} \\ X_{\psi_\delta} Y_{\psi_\delta} Z_{\psi_\delta} \\ X_\theta Y_\theta Z_\theta \end{vmatrix} = 0, \quad (11)$$

где: $X_{V_\delta} Y_{V_\delta} Z_{V_\delta}$ – координаты вектора \bar{V}_δ ; $X_{\psi_\delta} Y_{\psi_\delta} Z_{\psi_\delta}$ – координаты вектора

касательной $\bar{A}_\theta = \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \psi_\theta}$; $X_\theta Y_\theta Z_\theta$ – координаты вектора касательной $B_\theta = \frac{\partial \bar{r}_u}{\partial \theta}$.

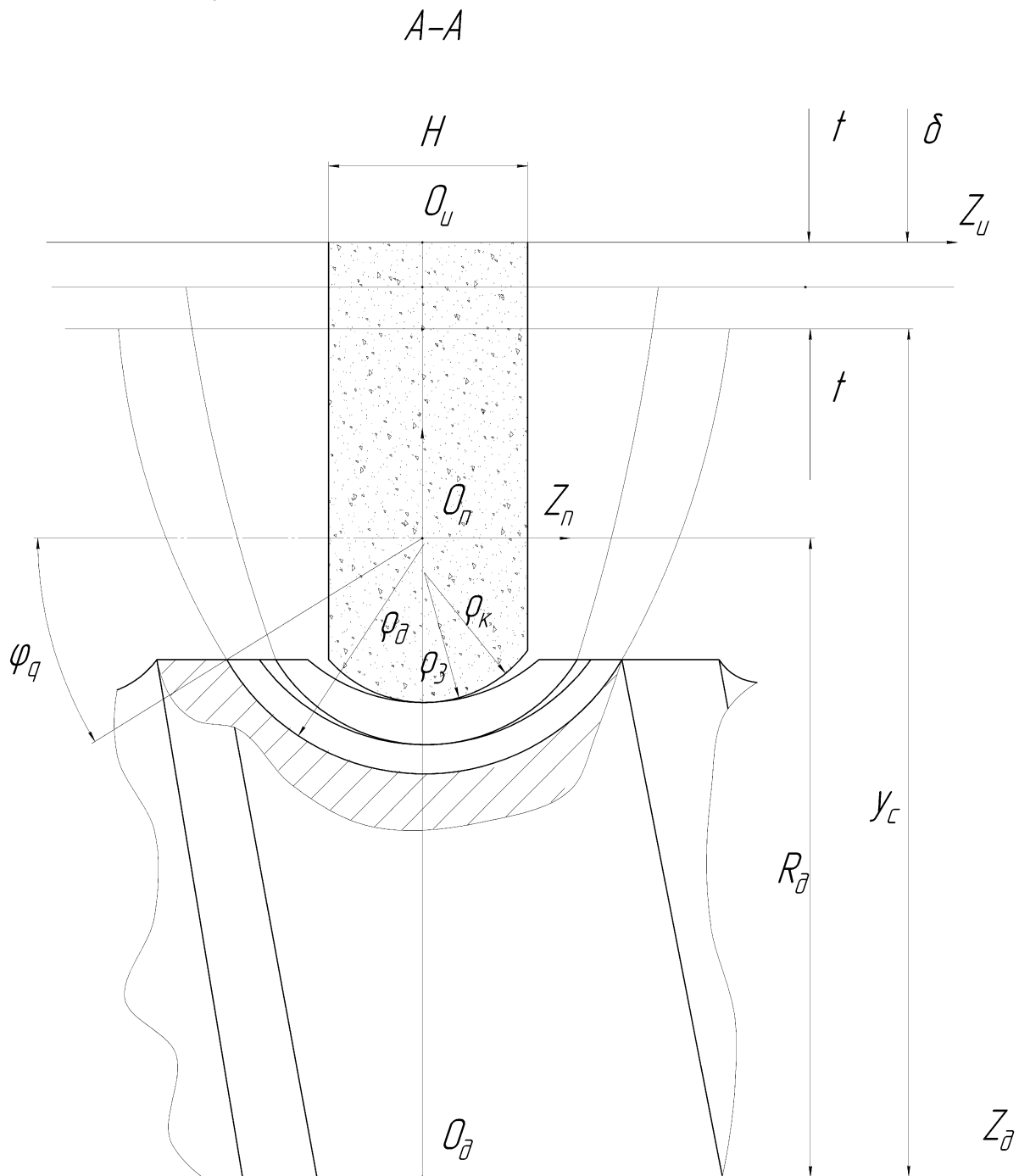


Рис. 3 - Формообразование поверхности винта

Радиус-вектор \bar{r}_u описывает множество инструментальных поверхностей. Выбор рациональной осуществляют на основании анализа геометрических параметров наружной поверхности детали, заготовки и снимаемого припуска δ .

Определив радиус-вектор, находим, что он описывается сферическим модулем, который подобен аналогичному модулю детали (1), но со своими параметрами

$$\bar{r}_u = S_{z\theta_u y_u \varphi_u y_n}^u \cdot \bar{e}^4, \quad (12)$$

$$S_{z\theta_u y_u \varphi_u y_n}^u = M_3(z) M_6(\theta_u) \cdot M_2(y_u) \cdot M_4(\varphi_u) \cdot M_2(y_n), \quad (13)$$

где \bar{r}_u – радиус-вектор точек поверхности инструмента; $S_{z\theta_u y_u \varphi_u y_n}^o$ – сферический модуль, представляющий собой матрицу перехода от начальной точки в систему координат

інструмента; θ_u – угол поворота вокруг оси O_uZ_u вращения инструмента; $y_u = R_u$ – расстояние от центра профиля инструмента до его оси вращения; φ_u – угол поворота вокруг оси O_uY_u ; $y_n = \rho_k$ – радиус профиля круга.

Таким образом, радиус-вектор винтовой поверхности детали описывается тремя сферическими модулями:

$$\bar{r}_{ou} = S_{\theta_o, y}^{\phi} \cdot S_{\psi, x}^o \cdot \bar{r}_u, \quad (14)$$

где: $S_{\theta_o, y}^{\phi} = M_6(\theta_o) \cdot M_2(-y_c - t \cdot k)$ – модуль формообразования детали; θ_o – угол поворота системы координат инструмента относительно оси вращения детали; $y = -y_c - t \cdot k$ – текущая координата межосевого расстояния инструмента и детали; y_c – расстояние между осями круга и детали в положении окончательного формирования поверхности детали, $a = \frac{t}{2\pi}$ – постоянная спирали Архимеда, которой в относительном движении перемещается круг при съеме припуска δ , t – величина поперечной подачи круга в направлении, перпендикулярном оси O_oZ_o вращения детали, на один ее оборот; k – количество рабочих ходов, необходимых для съема припуска δ ; $S_{\psi, x}^o = M_5(\pm\psi) \cdot M_1(x)$ – модуль угловой ориентации инструмента относительно детали.

Когда припуск снят, $\delta=0$ и $y=y_c$, линия контакта, которая вращается вокруг оси детали без поперечного перемещения, описывает форму обработанной поверхности с радиусом ρ_o . На рисунке 4 представлен процесс снятия припуска. При врезании круга в деталь 2 и одновременном его наклоне будут появляться погрешности Δ_{kj} , величина которых будет уменьшаться в процессе снятия припуска. Окончательный же профиль винтовой канавки будет формироваться без погрешности, поскольку, круг правится при максимальном угле наклона, радиус проекции линии контакта круга и детали будет равен радиусу профиля канавки ρ_o . Величина погрешностей Δ_{kj} определяется по методу наименьших квадратов и не должна превышать допуска на форму профиля канавки.

Модель (14) описывает множество поверхностей. Для определения реальной винтовой поверхности детали, необходимо составить уравнение которое описывает линию контакта.

$$\bar{V}_{ou} \cdot \bar{n}_u = 0, \quad (15)$$

где: \bar{n}_u – единичный вектор нормали к поверхности инструмента; \bar{V}_{ou} – вектор скорости относительного движения этой поверхности в системе координат детали.

Вращая линию контакта вокруг оси детали с осевым перемещением z , мы получим реальный контур поверхности детали.

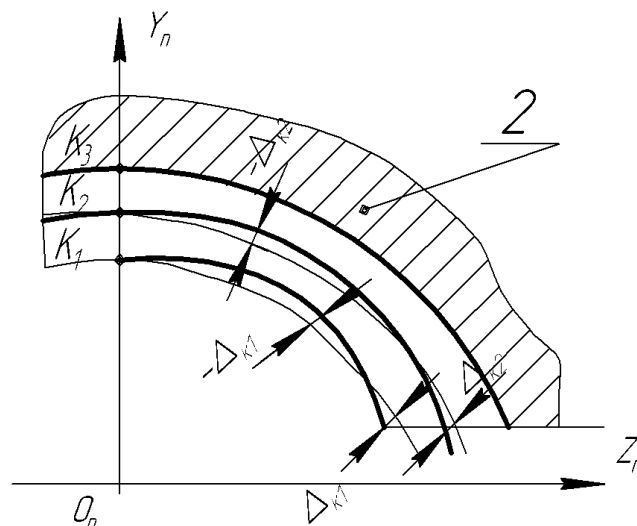


Рис. 4 - Процесс съема припуска при обработке винта ШВП

Общая модель съема припуска и формообразования для обработки поверхности с профилем в виде дуги окружности, при описании обрабатываемой детали и абразивного инструмента сферическими модулями, имеет вид

$$Q = \int_0^T \left(\int_{-\varphi_{u \max}}^{+\varphi_{u \max}} \int_{\theta_{1kj}}^{\theta_{2kj}} (\bar{V}_j \cdot \bar{n}_j - y_{\text{esc}}) \cdot (R_u + (\rho_u - I_j) \cos \varphi_{uj}) \times \right. \\ \left. \times \left[1 - \exp \left(- \frac{\sum_{i=1}^m b_i(t, \theta)}{b_0} \right) \right] \cdot d\theta_k \right) \cdot \sqrt{\left(\frac{dR_{\varphi_{uj}}}{dj} \right)^2 + \left(\frac{d\varphi_{uj}}{dj} \right)^2} \cdot d\varphi_u \cdot dT, \quad (16)$$

где: T – время контакта детали с кругом; $\pm\varphi_{u \max}$ – предельные значения углового положения φ_{uj} точки j на профиле круга в зоне контакта; I_j – величина износа круга в j -той точке; $\theta_{1kj}, \theta_{2kj}$ – угловые координаты пятна контакта на радиусе $(R_u + \rho_u \cdot \cos \varphi_{uj}) - I_j \cdot \cos \varphi_{uj} = R_u + (\rho_u - I_j) \cos \varphi_{uj}$ (рисунок 5); \bar{V}_j, \bar{n}_j – векторы скорости резания и нормали в j -й точке круга; R_u – расстояние от оси вращения круга до центра его профиля радиусом ρ_u ; $R_{\varphi_{uj}} = R_u + \rho_u \cdot \cos \varphi_{uj}$ – радиус вращения j -й точки.

Модель (16) описывает производительность шлифования для одной детали ШВП. Для определения производительности при обработке партии детали необходимо значение Q умножить на количество деталей в партии.

Общая 3D модель (16) съема припуска и формообразования дает возможность определить локальную производительность Q_l на каждой элементарной площадке ΔS (рисунок 5) пятна контакта S круга 1 и детали 2. В модели (16) $R_u + (\rho_u - I_i) \cos \varphi_{ui} \cdot d\theta_k$ – длина элементарной площадки, которая измеряется по окружности радиусом $R_u + (\rho_u - I_i) \cos \varphi_{ui}$. Ширину элементарной площадки в осевом сечении круга определяет

дифференциал $\sqrt{\left(\frac{dR_{\varphi_{uj}}}{dj} \right)^2 + \left(\frac{d\varphi_{uj}}{dj} \right)^2} \cdot d\varphi_u$.

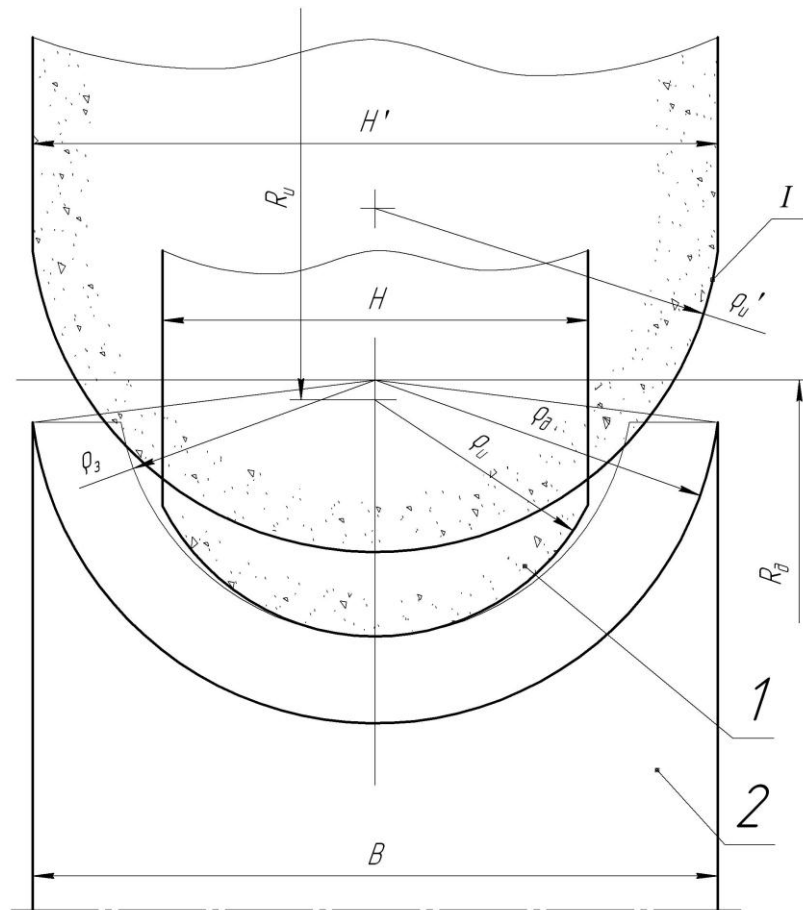
Удельная производительность Q_{vi} определяется внутренним интегралом модели (16). Она показывает, какой объем металла срезается локальным участком круга в пределах j -той точки профиля.

Мгновенная производительность шлифования Q_m описывается поверхностным интегралом модели (16). Она дает возможность рассчитывать мгновенный объем металла, срезаемый на пятне контакта круга и детали.

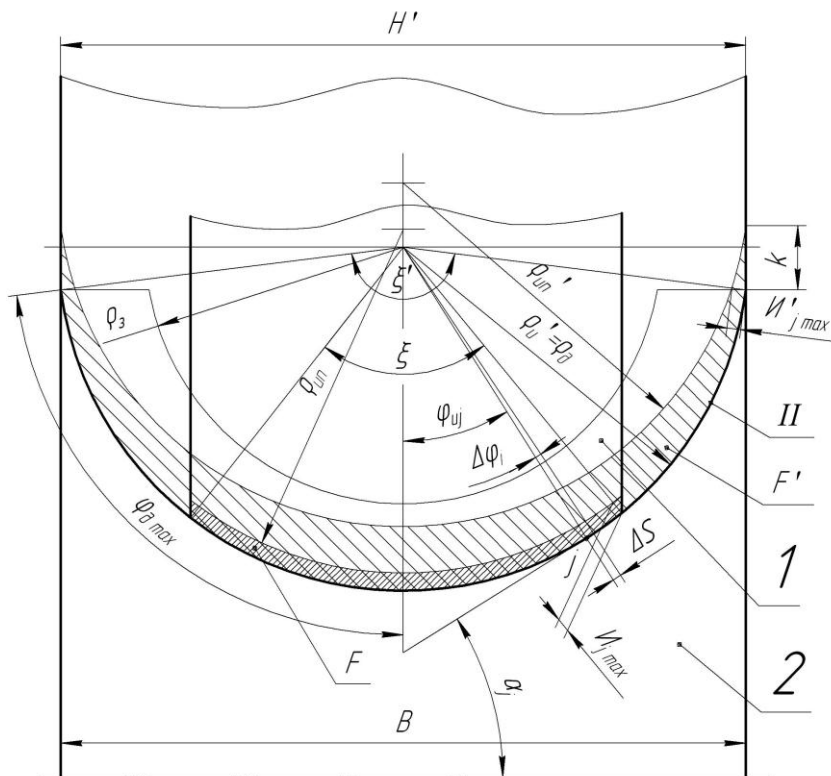
Анализ модели (16) показывает, что когда $\bar{V}_i \cdot \bar{n}_i > 0$, осуществляется съем припуска с заготовки. При $\bar{V}_i \cdot \bar{n}_i = 0$ металл не срезается и происходит процесс формообразования поверхности \bar{r}_{ou} детали. Производительность растет с увеличением скалярного произведения векторов $\bar{V}_i \cdot \bar{n}_i$, площади контакта S круга и детали по координате обработки, углов φ_u и ψ_u и уменьшению износа I_j профиля круга.

Способ обработки деталей с профилем в виде дуги окружности способом копирования, описанный в [8] предусматривает шлифование абразивным кругом, высота которого H' равна ширине B обрабатываемой поверхности (рисунок 5). Радиус профиля круга ρ_u' в этом случае равен радиусу профиля детали ρ_d и, соответственно, больше радиуса профиля заготовки ρ_3 .

При обработке таким способом снимается переменный припуск, поскольку в начале обработки (поз. I) круг режет боковыми частями профиля и только в конце обработки (поз. II) в процесс резания вступает центральная точка профиля инструмента. В это время боковые части профиля круга уже не снимают припуска, а создают дополнительное трение, чем повышают температуру в зоне резания.



Положение инструмента и детали в начале обработки



Положение инструмента и детали в конце обработки

Рис. 5 - Износ инструмента в процессе обработки

Предлагаемый способ предусматривает обработку узким кругом, высота которого H меньше ширины B обрабатываемой поверхности. Радиус профиля круга в изначальном положении меньше радиуса профиля детали ρ_d и радиуса профиля заготовки ρ_z . Круг правится в наклоненном положении, угол наклона которого ψ_u соответствует максимальному наклону круга в процессе обработки, чем достигается равенство радиуса проекции линии контакта в осевой плоскости и радиуса профиля детали ρ_d .

Одним из преимуществ такого способа обработки перед традиционным способом копирования является более эффективное использования инструментального абразива. При традиционной обработке износ боковой части круга на величину k приводит к снятию значительной части абразивного материала (рисунок 5, F'). Поскольку центральный угол профиля инструмента ξ при предлагаемом способе значительно меньше аналогичного угла ξ' при традиционной обработке, то объем абразива, который снимается при правке узкого круга, значительно меньше (рисунок 5, F).

Для восстановления первоначальной формы круга по радиусу ρ_u' необходимо срезать его в направлении, перпендикулярном оси вращения, на величину k' , которую находят из соотношения [8, 9]:

$$k' = -(\rho_u' - I_j) \cdot \sin \alpha_j + \sqrt{(\rho_u' - I_j)^2 \cdot \sin^2 \alpha_j - I_j^2 + 2\rho_u' \cdot I_j} . \quad (17)$$

Максимальный износ $I_{i\max}$ находится в i -й точке профиля круга где $\alpha_i \approx \varphi_{d\max}$, т.е. на боковых частях профиля круга. Это обуславливает частые правки абразивного круга со снятием массива абразива F'. Например, при лимитированном износе $I_{i\max} = 0,05$ мм необходимо срезать 3,16 мм круга в центральной точке профиля [8]. При правке узкого круга необходимо снимать массив F, который значительно меньше.

Выводы

1. Предложенный новый способ на базе анализа моделей позволяет обрабатывать винтовые поверхности ШВП по эквидистантным кривым с одинаковой глубиной резания по радиусному профилю, что увеличивает точность и производительность обработки. Обработка всей винтовой поверхности производится при постоянном угле наклона круга, что обеспечивает одинаковые условия резания по всей длине детали и таким образом обеспечивает стабильность физико-механических свойств винтовой поверхности. Поперечная подача и поворот круга осуществляется в начале каждого рабочего хода.
2. Предложенный способ обработки наиболее рационально использовать для окончательной обработки винта и гайки ШВП, поскольку постепенное уточнение профиля детали позволяет обеспечить высокую точность обработки.
3. Предложенный способ обработки винтовых поверхностей со скрещивающимися осями инструмента и детали позволяет производить обработку узким кругом, что обеспечивает экономию абразива, благодаря меньшей величине объема, который срезается при правке.

Литература: 1. Техника линейно-точных перемещений | Шариковые винтовые передачи SVC в автомобилестроении [Электронный ресурс]. — Электрон. текстовые данные (19216 bytes). — М: КИПиА, 2008. — Режим доступа: http://www.itrostov.ru/_3865055/ Monday, 10 November 2008 17:05:34. 2. Петраков Ю.В., Субін А.А. Математична модель шліфування внутрішньої гвинтової канавки пари кочення // Вестник НТУУ «КПІ». Машиностроение, - №37, 1999, - с.63-68. 3. Эльянов Э.Д. Шлифование в автоматическом цикле. - М.: Машиностроение, 1980. — 101 с. 4. Григорьян Г.Д, Мухортов В.Н. Обеспечение стабильности профиля резьбы ходовых винтов качения // Станки и инструмент.- 1986, N12, с. 23-24. 5. Кальченко В.И. Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента// Диссертация докт.техн.наук. Харьков: ХГПУ.- 1994.- 329 с. 6. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. — М.: Машиностроение, 1986. — 336 с. 7. Кальченко В.І., Кальченко В.В.

Проектування, виробництво та обслуговування гвинтових передач гаражного обладнання // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Збірник — Чернігів: ЧДТУ, 2008 — №34. — с.50-55. **8.** Кальченко В.И. Шлифование криволинейных поверхностей крупногабаритных деталей / В.И.Кальченко. – М.: Машиностроение, 1979. - 160 с. **9.** Кальченко В.В. Наукові основи ефективного шліфування зі схрещеними осями абразивного інструменту та деталі// Дисертація докт. тех. наук. Харков: НТУ «ХПІ». – 2006. - 489 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ШАРИКО-ВИНТОВЫХ ПЕРЕДАЧ ШЛИФОВАНИЕМ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ ОСЯМИ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ

Кальченко В.В., Ерошенко А.М.

Предлагаются модульные 3D модели профилирования абразивного круга и формообразования винтовых поверхностей круглого профиля при изготовлении деталей шарико-винтовых передач. Предложен способ определения производительности съема припуска при обработке винтовых поверхностей узким кругом.

ФОРМОУТВОРЕННЯ ГВИНТОВИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ КУЛЬКО-ГВИНТОВИХ ПЕРЕДАЧ ШЛІФУВАННЯМ З ОСЯМИ ИНСТРУМЕНТА ТА ДЕТАЛІ, ЩО СХРЕЩУЮТЬСЯ

Кальченко В.В., Ерошенко А.М.

Пропонуються модульні 3D моделі профілювання абразивного круга і формоутворення гвинтових поверхонь круглого профілю при виготовленні деталей кулько-гвинтових передач. Запропоновано спосіб визначення продуктивності знімання припуску при обробці гвинтових поверхонь вузьким колом.

MORPHOGENESIS SCREW SURFACE PARTS BALLSCREWS SANDING WITH THE TWISTING AXES TOOLS AND DETAILS

Kalchenko V., Eroshenko A.

In article proposed modular 3D model profiling abrasive tool and shaping round profile helical surfaces in the manufacture of parts ballscrews. A method for determining material removal allowance when processing a narrow range of helical surfaces.

Ключевые слова: 3D модель, абразивный инструмент, шарико-винтовая передача, винтовая поверхность.

Ключові слова: 3D модель, абразивний інструмент, кулько-гвинтова передача, гвинтова поверхоня.

Key words: 3D model, abrasive tool, parts ballscrews, helical surfaces.

УДК 621.9

Гевко І.Б.

ТНТУ, м. Тернопіль, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИВОДІВ МЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

Вступ

При виконанні технологічних процесів різноманітними механічними системами часто виникають перевантаження, що призводять до значних деформацій і поломок елементів цих машин. Тому, забезпечення ефективної роботи механічних систем можливе лише при правильному підборі і використанні у конструкціях їх приводів відповідних запобіжних муфт.

Основна частина

Для проведення експериментальних досліджень запобіжних муфт і встановлення їх основних функціонально - експлуатаційних характеристик було спроектовано та виготовлено дослідний стенд (рис. 1) [1], за допомогою якого в автоматизованому режимі проводяться експериментальні дослідження в широких діапазонах частоти обертання та навантаження досліджуваних об'єктів з отриманням даних у персональному комп'ютері (ПК).

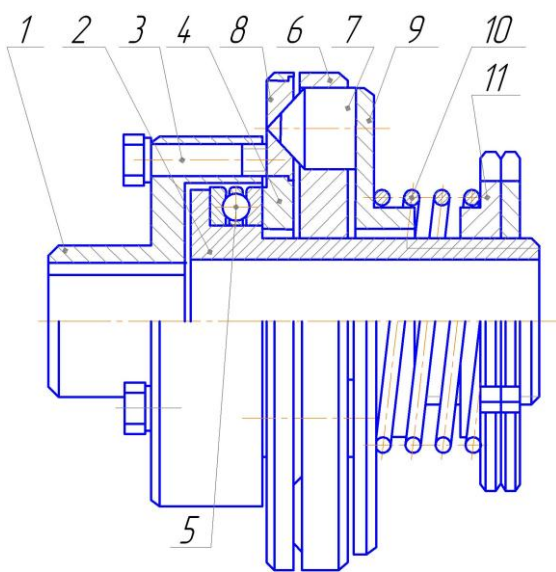


Рис. 1 – Загальний вигляд стенду для дослідження механічних систем

Дослідження проводяться наступним чином. Дослідний об'єкт виставлений на відповідний момент спрацювання поміщається на валах генератора і електродвигуна і за допомогою пересувних опор здійснюється необхідне балансування ведучої та веденої півмуфт. У зв'язку із можливістю значного зміщення електродвигуна у поперечному та повздовжньому напрямі на стенді випробовувались запобіжні муфти, які з'єднують не лише співвісні вали, але й за допомогою ланцюгових, зубчастих та карданних передач. Далі проводиться підключення до електромережі стабілізатора напруги, перетворювача частоти

(ПЧ), ПК та запускається програма PowerSuite для налаштування перетворювачів частоти серії Altivar [2]. Дані зміни потужності двигуна і обертового моменту відображаються на моніторі ПК у вигляді табличних даних та графічних залежностей. В автоматизованому режимі у ПК здійснюється вибір частоти обертання вала двигуна. При запуску двигуна приводиться в рух досліджуваний об'єкт і через відповідне з'єднання якір генератора. Генератор працює з незалежним збудженням для можливості створення необхідного навантаження на дослідному об'єкті. Із стабілізатора струм поступає на латр, де проводиться його регулювання, а далі через випрямляч подається на обмотку збудження статора генератора, завдяки чому змінюється струм навантаження генератора і, тим самим, змінюється споживана потужність генератора. Перетворена механічна енергія обертання якоря генератора в електричну поступає на спіраль опору, де і виділяється у вигляді тепла. При нарощуванні результуючого магнітного поля генератора до певного значення проходить спрацювання досліджуваної запобіжної муфти.

Досліджувались конусна і низькочастотних кулькових запобіжні муфти. На рис. 2 представлена конструкція і загальний вигляд конусної запобіжної муфти [3], що містить ведучу 1 і ведену 2 півмуфти. До ведучої півмуфти 1 жорстко за допомогою болтів 3 закріплений фланець 4, який знаходиться в контакті із веденою півмуфтою 2 через підшипник 5. На веденій півмуфті 2 з можливістю осьового зміщення встановлений диск 6, в якому виконані отвори під конічні стержні 7. З одного боку конічні стержні 7 входять у зачеплення із лунками 8 ведучої півмуфти 1, а з іншого вони підтискаються через фланець 9, що має можливість осьового і радіального зміщення, циліндричною пружиною стиску 10 гайками затиску 11. Для проведення експериментальних досліджень лунки 8 і конічні стержні 7 були виконані різного профілю. Працює конусна муфта наступним чином. Обертовий момент передається на ведучу півмуфту і через елементи зачеплення у вигляді конічних лунок і конічних стержнів, на ведену півмуфту. У випадку перевантаження конічні стержні виходять із зачеплення з конічними лунками, диск 6 і (або) фланець 9 переміщається в осьовому напрямку, деформуючи, при цьому, циліндричну пружину, і ведена півмуфта зупиняється. Після зменшення величини обертового моменту до заданого запобіжна муфта відновлює своє зачеплення і включається.



а)

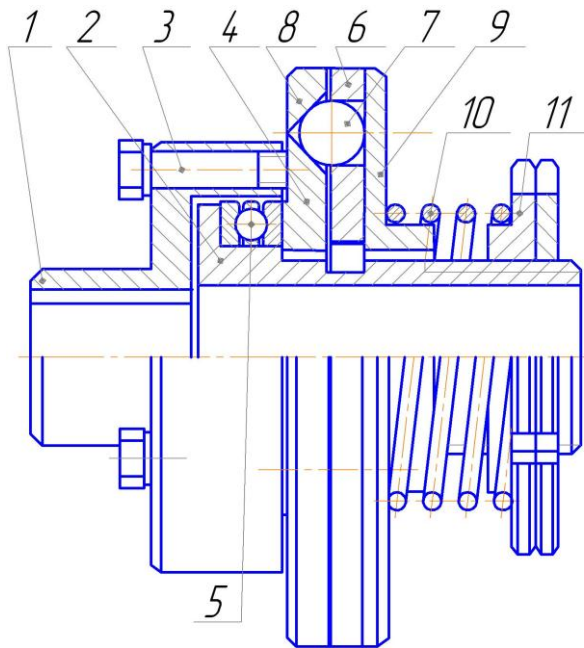


б)

Рис. 2 – Конусна запобіжна муфта: а) конструкція; б) загальний вигляд

На рис. 3 представлена конструкція і загальний вигляд кулькових запобіжних муфт [4], що містять ведучу 1 і ведену 2 півмуфти. До ведучої півмуфти 1 жорстко за допомогою

болтів 3 закріплений фланець 4, який знаходиться в контакті із веденою півмуфтою 2 через підшипник 5. На веденій півмуфті 2 жорстко встановлений диск 6, в якому виконані отвори і пази під кульки 7. З одного боку кульки 7 входять у зачеплення із лунками 8 фланця 4, а з іншого вони відтискаються через фланець 9 циліндричною пружиною стиску 10 гайками затиску 11. З метою проведення експериментальних досліджень фланці 4 використовувались різних профілів і на їх торцевих поверхнях були виконані лунки 8, а у деяких конструкціях і пази різної конфігурації (рис. 5 а). Також і диски 6 використовувались різних профілів (рис. 5 б, в, г). Фланець 9 мав можливість осьового і радіального зміщення.



а)

б)

Рис. 3 – Кулькові низькочастотні запобіжні муфти:

а) конструкція; б) загальний вигляд

Працюють низькочастотні кулькові запобіжні муфти наступним чином. Обертовий момент передається на ведучу півмуфту і через елементи зачеплення у вигляді конічних лунок і кульок, на ведену півмуфту. У випадку перевантаження кульки виходять із зачеплення з конічними лунками і відтискають фланець 9 в осьовому напрямку, деформуючи, при цьому, циліндричну пружину, що дозволяє зупинитись веденій півмуфті.

У низькочастотній кульковій запобіжній муфті з колоподібним пазом одна із кульок, яка знаходиться в пазу 12 диска 6 (рис. 4 б), починає здійснювати обкатування по пазу 13, який виконаний на торцевій поверхні фланця 4 (рис. 4 а), зміщуючись при цьому до і від центра муфти. Після зменшення величини обертового моменту до заданого запобіжна муфта, після здійснення декількох повних відносних провертань півмуфт, відновлює своє зачеплення і включається.

У низькочастотних кулькових запобіжних муфтах з трикутноподібним і п'ятикутноподібним пазами 12 дисків 6 (рис. 4 в, г) одна із кульок, яка знаходиться в даному пазу, починає обкатування по ньому, що не дозволяє увійти в повне зачеплення усім кулькам з усіма лунками відповідних півмуфт. Лише при здійсненні значної кількості відносних провертань півмуфт і настання моменту співпадання усіх кульок з усіма лунками проходить включення цих низькочастотних кулькових запобіжних муфт.

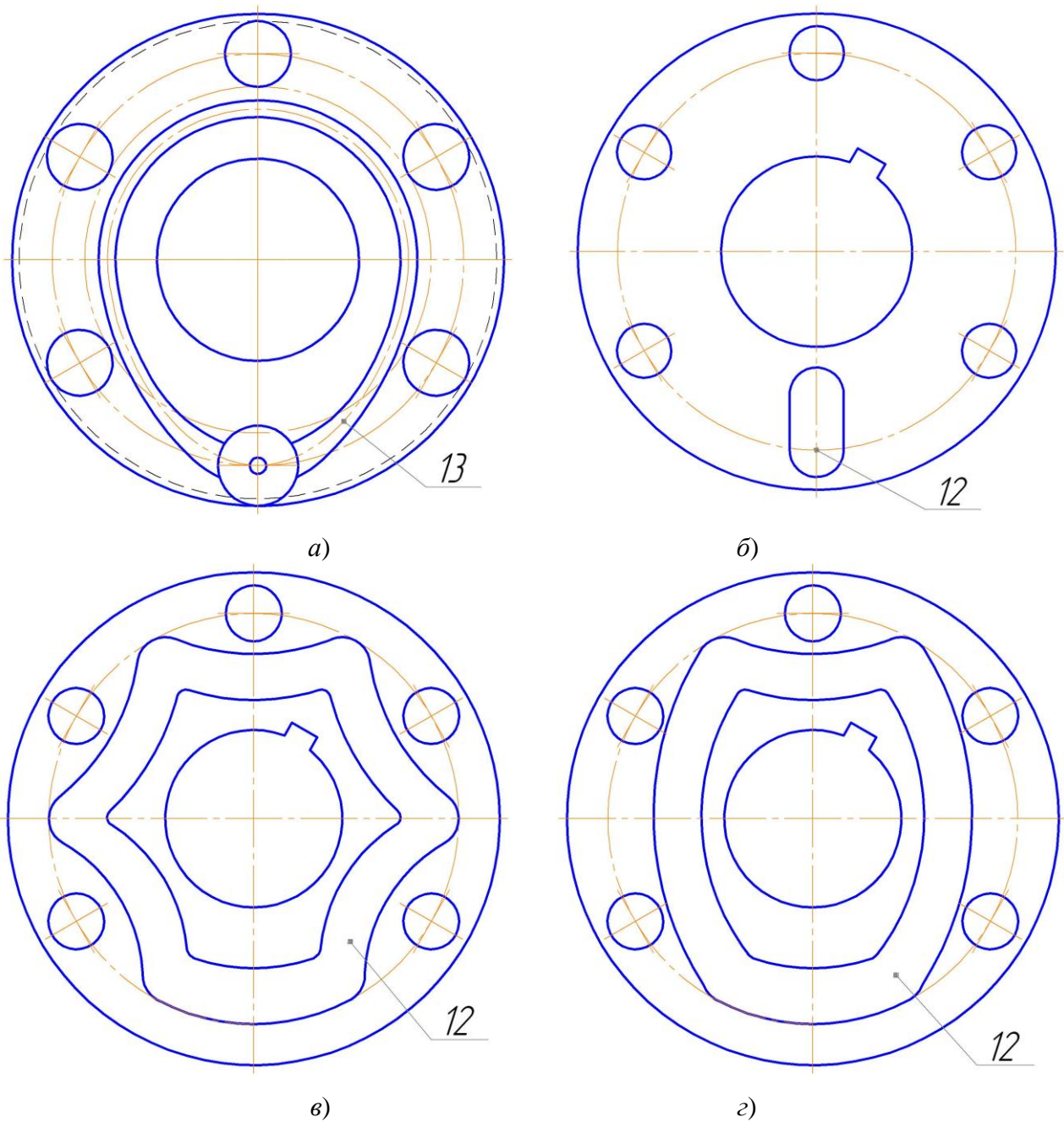
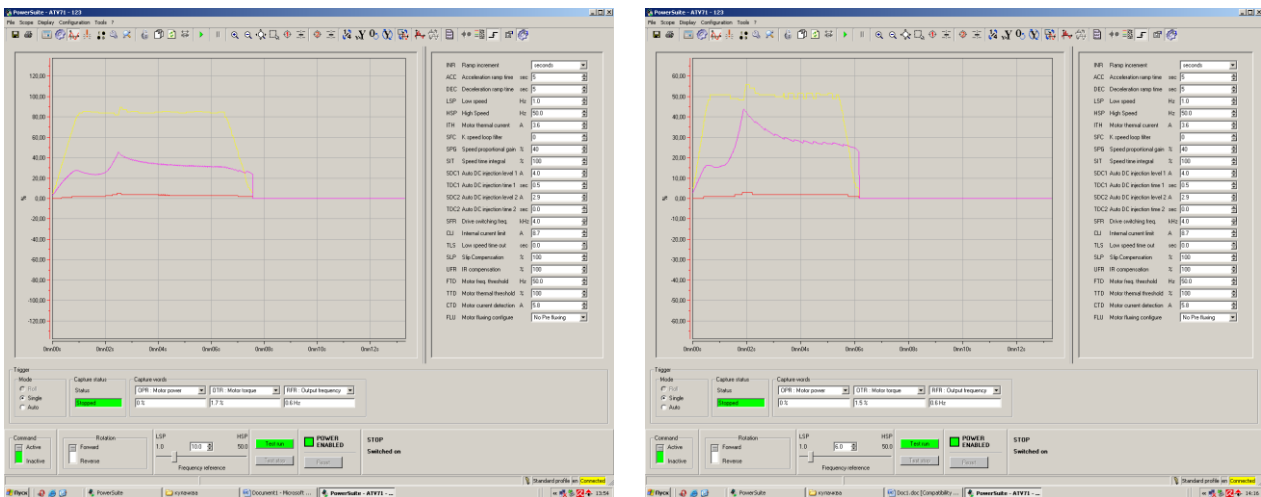


Рис. 4 – Торцеві поверхні кулькових низькочастотних запобіжних муфт:
а) фланець ведучої півмуфти; б), в), з) диски ведених півмуфт

Отримані результати експериментальних досліджень, а саме споживаної потужності електродвигуна і обертового моменту, відображались у вигляді табличних та графічних залежностей на моніторі ПК (рис. 5).

Результати експериментальних досліджень конусної запобіжної муфти з розташуванням елементів зачеплення (кут нахилу лунки - α) по радіусу 50 мм відносно осі муфти представлено у вигляді графічних залежностей на рис. 6.



а)

б)

Рис.5 – Приклад вікна осцилографа з результатами спрацювання запобіжних муфт: а) конусної; б) кулькової низькочастотної

Встановлено, що коефіцієнт динамічності конусної запобіжної муфти залежить від частоти обертання муфти і зростає при зростанні швидкості обертання. Так K_d при швидкості 230 об/хв. становить 1,16, а при швидкості 400 об/хв. $K_d = 1,27$ ($K_d = 1,29$ при моменті спрацювання $T = 42$ Нм). Коефіцієнт точності спрацювання конусної запобіжної муфти K_T знаходиться в межах 1,13...1,17, а коефіцієнти чутливості K_c і стабільності K_s відповідно коливаються в межах 0,99...0,98 і 0,99...0,96.

Результати досліджень низькочастотної кулькової запобіжної муфти з розташуванням елементів зачеплення (кут нахилу лунки - α) по радіусу 50 мм відносно осі муфти представлено на рисунку 6.

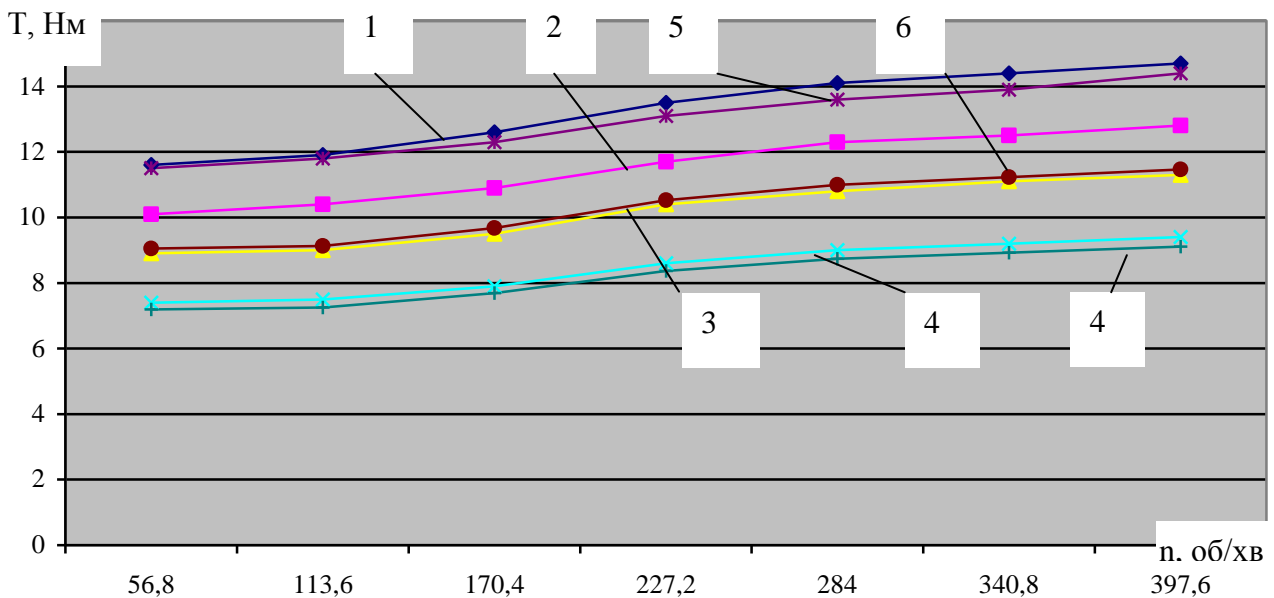


Рис. 6 – Графіки залежності передачі максимального обертового моменту від частоти обертання:

- а) конусною запобіжною муфтою: 1 - $\alpha = 50^\circ$; 2 - $\alpha = 53^\circ$; 3 - $\alpha = 56^\circ$; 4 - $\alpha = 60^\circ$;
- б) низькочастотною кульковою запобіжною муфтою з колоподібним пазом: 5 - $\alpha = 50^\circ$;
6 - $\alpha = 55^\circ$; 7 - $\alpha = 60^\circ$

Висновки

Встановлено, що коефіцієнт динамічності низькочастотної кулькової запобіжної муфти з колоподібним пазом залежить від частоти обертання муфти і зростає при зростанні швидкості обертання і плавному нарощуванні навантаження. Так K_d при швидкості 230 об/хв. становить 1,13, а при швидкості 400 об/хв. $K_d = 1,25$ ($K_d = 1,15$ при моменті спрацювання $T = 41$ Нм). Коефіцієнт точності спрацювання K_T знаходиться в межах 1,11...1,16, а коефіцієнти чутливості K_χ і стабільності K_σ відповідно коливаються в межах 0,99...0,98 і 0,99...0,94. Коефіцієнт частоти спрацювання $K_{\chi c}$ рівний 1.

Результати експериментальних досліджень низькочастотних кулькових запобіжних муфт (рис. 5 в, г) з трикутноподібним і п'ятикутноподібним пазами практично не відрізнялись між собою, а величина обертового моменту, який передавався ними, в залежності від частоти обертання мала ті ж величини що й у низькочастотної кулькової запобіжної муфти з колоподібним пазом. Проте дані муфти ефективно працювали при швидкостях до 170 об/хв., що пов'язано з їхніми конструктивними особливостями. При більших швидкостях проходило заклинювання кульки в пазу, і, відповідно, муфти починали працювати як самовідключні. Крім того, в процесі буксування кількість холостих провертань не завжди співпадала, що спричиняло до ефекту „струшування”, тобто повторних ударних включень не циклічної дії. Коефіцієнт динамічності становить 1,12 при швидкості 170 об/хв. Коефіцієнт точності спрацювання K_T знаходиться в межах 1,1...1,18, а коефіцієнти чутливості K_χ і стабільності K_σ відповідно коливаються в межах 0,99...0,98 і 0,99...0,94. Коефіцієнти частоти спрацювання $K_{\chi c}$ для низькочастотної кулькової запобіжної муфти з трикутноподібним пазом коливались в межах 1,17...1,83, а з п'ятикутноподібним пазом $K_{\chi c} = 2,33...6,5$.

Література: 1. Гевко І.Б. Стенд для дослідження гвинтових-транспортно-технологічних систем машин / І.Б. Гевко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків, 2011 - Вип. 111 - С. 134-143. 2. Казачковський Н.Н. Програма PowerSuite для настройки преобразователей частоты и устройств плавного пуска (версия 2.3.0): методичні вказівки [для слухачів курсів підвищення кваліфікації та студентів спеціальності 7.092203 «Електромеханічні системи автоматизації та електропривід»] / Н.Н. Казачковський, Д.В. Якупов. – Дніпропетровськ: НГУ, 2006. – 45 с. 3. Пат. №34510. Україна, МПК⁷ F16D 43/00. Запобіжна муфта / Гевко І.Б., Комар Р.В., Матвійчук А.В.; заявник і власник патенту Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя. - №u200804076; заявл.31.03.2008р.; опубл.11.08.2008р., Бюл.№15. 4. Пат. №4284. МПК⁷ F16D7/06. Низькочастотна запобіжна муфта / Гевко І.Б.; заявник і власник патенту Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя. - №20040402780; заявл.15.04.2004р.; опубл.17.01.2005р., Бюл.№1.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИВОДІВ МЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

Гевко І.Б.

Для проведення експериментальних досліджень запобіжних муфт і встановлення їх основних функціонально-експлуатаційних характеристик було спроектовано та виготовлено дослідний стенд. У ході експериментальних досліджень були отримані результати споживаної потужності електродвигуна і обертового моменту, які відображались у вигляді табличних та графічних залежностей.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИВОДОВ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Гевко И.Б.

Для проведения экспериментальных исследований предохранительных муфт и установления их основных функционально эксплуатационных характеристик было спроектировано и изготовлено опытный стенд. В ходе экспериментальных исследований были полученные результаты потребляемой мощности электродвигателя и крутящего момента, которые отображались в виде табличных и графических зависимостей.

RESEARCHES OF OCCASIONS OF MECHANICAL SYSTEMS

Ivan Gevko

The pre-production models of fail-safes and stand are projected and made for the lead-through of them experimental researches. Experimental researches of fail-safes are conducted after their results graphic dependences of moment of workers of fail-safes and certainly coefficients of their dynamic, exactness, sensitiveness, stability and frequency of exception are built.

Ключевые слова: предохранительная муфта, стенд, электродвигатель, крутящий момент, график.

Ключові слова: запобіжна муфта, стенд, електродвигун, обертаючий момент, графік

Key words: lead-through, stand, electric motor, twisting a moment, chart

Веселовська Н.Р.
ВНАУ, м. Вінниця, Україна
wnatalia@mail.ru

ЗАГАЛЬНА ІЄРАРХІЧНА СИСТЕМА КРИТЕРІЇВ ОЦІНЮВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА ВЕРСТАТНИХ КОМПЛЕКСАХ

Вступ

При проектуванні верстатних комплексів виникають проблеми, які пов'язані з вибором оптимального засобу, варіанта апаратури, конструкції і програмних засобів за деяким критерієм. Існує безліч варіантів підходу до розв'язання цієї задачі, однак застосування різних критеріїв ефективності переважно призводить до протилежних результатів (системи найкращі за одним критерієм виявляються потім найгіршими за іншим). Проблема побудови системи діагностування з заданими властивостями нерозривно пов'язана з питанням формування критерію та обмежень [1, 4, 5]. У традиційній формі це забезпечення діагностування в процесі виготовлення якісної продукції в необхідній кількості у встановлені терміни при мінімально можливих економічних витратах. Тут критерієм є витрати, а обмеженнями – система якісних показників продукції і програма їх випуску. Слід відзначити, що в загальному випадку система критеріїв і обмежень багатоваріантна - за критерієм може бути вибраний параметр будь-якого зі структурних елементів виробничого процесу, кожний з яких характеризується якісними, кількісними, тимчасовими й економічними показниками. Очевидно, що для кожного конкретного випадку критеріальним може виявитися будь-який параметр з цих груп.

Основна частина

Під критерієм ефективності розуміють якісний або кількісний показник, що дозволяє вибрати найкращий варіант системи чи об'єкта при їх проектуванні та експлуатації. Для оцінювання ефективності систем дослідження застосовують векторні, багатокомпонентні критерії, бо отримати критерій у вигляді скалярної функції рідко вдається. Критерії можуть висловлюватися на різних рівнях абстракції, : мовної і графічної; теоретико-множинної і алгебраїчної; імовірнісної і динамічної; евристичної. Основні вимоги до критеріїв: об'єктивність - критерій повинен бути об'єктивним, віддзеркалювати об'єктивну реальність; конкретність - критерій повинен характеризувати ефективність, якість або оптимальність системи, виходячи з функціонального призначення, наприклад, критерій ефективності оцінює ступінь наближення системи до глобальної мети; простота - критерій повинен фізично легко тлумачитися і математично легко обчислюватися, найкраще в числах, хоча б з застосуванням обчислювальної техніки; представництво – критерій забезпечує врахування всіх домінуючих зовнішніх параметрів; системність - критерій чутливий до умов функціонування окремих підсистем і системи в цілому в різноманітні періоди життя системи (розробка, експлуатація, відновлення); оптимальність – критерій повинен мати оптимум, краще аналітичний, всередині деякої області або на її межі; універсальність. Всі критерії можна поділити на детерміновані і статистичні, часткові (локальні) і узагальнені (глобальні), адитивні і мультиплікативні. Як правило, критерії повинні задовольняти всі висунуті вимоги. Якщо критерій не задовольняє вказані вимоги, то його якість буде нижчою й інколи це вносить плутанину при розрахунках. Призначенням технічної діагностики є забезпечення ефективності та якості обладнання. Теорія і засоби, що розвиваються в технічній діагностиці, в прикладному аспекті направлені на вирішення двох основних задач: контроль і діагностика факту несправності та пошук конкретної несправності технічних об'єктів для того, щоб на основі отриманої інформації організувати раціональне відновлення технічних об'єктів. Для вирішення поставлених задач технічної діагностики використовуються різноманітні засоби і підходи. Одним з них є вибір критерію для оцінювання ефективності, якості і оптимальності систем дослідження. Однак досягнутий рівень оцінювання ефективності, оптимальності,

надійності та якості систем і процесів дослідження не повністю і не завжди задовольняє вимоги користувачів. На основі вищенаведеного запропоновано ряд узагальнених критеріїв [2, 3]. Переваги та недоліки існуючих критеріїв можна представити у вигляді таблиці 1.

Таблиця 1

Критерії оцінювання ефективності

Критерій ефективності	Переваги критерію ефективності	Недоліки критерію ефективності
$E_i(t, \tau) = \frac{I_p(t, \tau)}{I_n(t, \tau)}$	Критерій використовує ентропію і кількість інформації про стан об'єкта, застосовується для оцінки ефективності всього процесу діагностування або окремих його операцій.	Не враховує витрат на процес дослідження, є статистичною оцінкою ефективності, не враховуючи динаміки процесу дослідження.
$E = \frac{K_p}{K_n}$	Узагальнено-статистичний критерій оцінки ефективності, дозволяє уникнути недоліків критерію (1). Зручно використати для зниження рівня виходу придатної продукції при діагностуванні.	Складність розрахунку критерію.
$E(x, t) = \frac{C(x, t)}{p'(x, t)}$	У відповідності з даним критерієм вартість кожного виробу зменшується при виявленні дефектів.	Складність розрахунку
$E(x, t) = \frac{C(x, t)}{1 - q_0 \sum (1 - P_i)^* q_z}$	Критерій використовується для вибору оптимальної сукупності контрольних операцій при серійному виготовленні	Відсутність нормування.
$E = \frac{I}{C}$	Один з найбільш загальних і ефективних критеріїв. Враховує вартість, вагу, складність апаратури.	Складність розрахунку кількості інформації.
$E = f(E_T, E_S, E_W)$	Критерій ефективності з урахуванням соціально-ергономічного показника.	Складність розрахунку критерію.
$E = \frac{C(t, \tau)}{p'(t, \tau)}$	Більш простий і широко розповсюджений критерій оцінки ефективності	Вузько розглядає поняття «ефективність», враховуючи лише ймовірність безвідмовної дієздатності і вартість апаратури. Складність розрахунку.
$E_I(t, t_k) = \frac{K_I(t, t_k)}{K_{IO}(t, t_k)}$	Узагальнено- статистичний критерій ефективності, що дозволяє одним числом характеризувати як весь процес діагностування, так і окремих його частин.	Складність розрахунку критерію.
$E = \frac{QJ - (PR + PZ)}{QJ}$	Узагальнений економічний критерій.	Складність розрахунку.
$E(t, \tau) = \frac{D(t, \tau)}{C(t, \tau)}$	Критерій оцінки ефективності	В явному вигляді не відображена залежність ефективності від характеристик статички і динаміки процесів діагностування об'єкта.

Для опису функціонування об'єкта на всіх зазначених етапах необхідні відповідні моделі для побудови засобів перевірки і оцінювання якості об'єкта, оптимальності й ефективності використання їх для прийняття відповідного рішення. Послідовність розробки системної моделі містить: систему прийняття рішення, а саме: організаційно-технічну (людино-машинна) систему, що складається з комплексу засобів автоматизації, взаємопов'язаних з необхідними підрозділами проектної організації чи колективом фахівців (користувачем системи), та виконує автоматизоване керування.

З аналізу задач внутрішнього проектування об'єктів розробляється перелік питань, що підлягають визначенню при реалізації автоматизованого розв'язання цих завдань. Для більш повного і змістовного аналізу (аналогічно одержанню необхідних і достатніх умов можливості розв'язання) необхідно скористатися системним підходом. Реалізація принципу системного підходу містить:

1. Процес розробки, що подається певною ієрархічною структурою, нижній рівень якої – практична відсутність автоматизації при епізодичному, разовому підході з окремими програмами фізичних розрахунків (пакетний спосіб обробки завдань – розв'язання завдань внутрішнього проектування);

2. Наступний рівень – виконання робіт внутрішнього проектування засобами системного забезпечення, наприклад, засобами виклику відповідного програмного модуля, завантаження його вихідними даними і отримання результату в зручному для користувача вигляді;

3. Інтеграція завдань і засобів їх розв'язання.

Критерій якості, чи цільова функція, є числовою характеристикою, що дозволяє досягнути ступінь відповідності прийнятого рішення меті, для досягнення якої здійснюється порівняння і вибір ліній поведінки (планів, команд, графіків, параметрів керування). Вибір критерію якості (цільової функції) – один з найвідповідальніших етапів у побудові математичних моделей завдань керування. У сучасних верстатних системах завдання вибору критерію якості функціонування, а також завдання керування, у свою чергу, мають характер проблеми і включають: вибір окремих критеріїв функціонування підсистем; побудову критерію ефективності системи як функції зважених окремих критеріїв; організацію ієрархічної системи критеріїв (за необхідності).

У загальному випадку критерій ефективності систем та процесів є функцією декількох критеріїв, значення кожного з критеріїв може змінюватися в залежності від умов роботи системи. Окремі критерії при певних умовах відіграють роль обмежувальних факторів. Необхідність оптимізації систем і процесів за складними критеріями з різними значеннями окремих критеріїв, а також необхідність врахування різноманітних технічних і економічних обмежень, ускладнюють побудову їх математичної моделі.

Дослідження систем і процесів виконується за допомогою функціональних характеристик – показників відповідних властивостей – таким способом:

1) вибір функціональних характеристик у залежності від призначення та характеру великої системи, що закінчується вибором основного показника;

2) обчислення величини показника якості великої системи (ефективності системи) при моделюванні системи і збільшення показника при зміні будь-якого параметра системи;

3) вибір показників, що характеризують основні властивості системи, – функціоналів, що залежать від величини зміни параметрів і відповідних збільшень показника ефективності.

У теорії технічних систем критерії ефективності не можуть розглядатися як задані. Вони істотно залежать від критеріїв ефективності системи вищого рівня, в яку дана система входить як підсистема. На практиці при розгляді конкретних завдань можна замінити вплив достатньо високим рівнем виправлень, які базуються на дуже приблизних оцінках. Чим вищий рівень системи, тим більш комплексними й узагальненими показниками оцінюється її стан. Цим визначається можливість обробки інформації при виборі доцільних керівних впливів на високих

рівнях ієрархії керування. Як відомо, задача проектування систем і процесів передбачає, насамперед, визначення моделі функціонування системи; моделі оцінки ефективності функціонування; структурних характеристик системи, що істотно впливають на якість керування (оцінка чутливості); ефективних значень структурних характеристик системи відповідно до заданої системи критеріїв якості керування серед інших критеріїв. Введемо деякі означення, характерні для теорії систем.

Систему позначимо Σ . Під функцією F системи Σ слід розуміти її дію (функціонування), зумовлене кінцевою кількістю правил (алгоритмом), на підставі яких може бути здійснена фізична реалізація системи Σ , здатної виконувати дану дію. Сукупність функцій $[F_j]$ ($j= 1, 2, \dots, N$), властива даній системі Σ_k , визначає її цільове призначення. Метою функціонування системи Σ_k є певна композиція функцій $K_r[F_j]$, яка формується, як правило, у вигляді зовнішнього доповнення за межами системи. Система здатна виконувати дану дію (комплекс дій), якщо на безлічі F (сукупності функцій F_j) здійсненна композиція $K_r[F_j]$. Складність, як властивість системи керування, виникає в процесі проектування швидше за все в результаті нового методологічного підходу, а потім уже як результат матеріальної природи об'єкта. Сам об'єкт розглядається звичайно при проектуванні як механічна, електрична чи автоматична система. Вводячи в розгляд взаємодію людини з таким об'єктом (тобто визначаючи хоча б первинну форму такої взаємодії у вигляді композиції функцій системи $K_r[F_j]$) і виконавши декомпозицію об'єкта на складові підсистеми, що виконують різні функції F_{ps} , переходимо до системного аналізу об'єкта, подаючи його функції у вигляді багатоцільової моделі. Така модель при аналізі функцій об'єкта є первинною формальною конструкцією, що дає можливість вивчення взаємодії підсистем з погляду єдиного критерію.

Необхідність розгляду в задачі проектування багатоцільової моделі об'єкта, формування композиції функцій системи $K_r[F_j]$ як коректно заданої множини цілей системи (взаємодія з іншими підсистемами, з навколишнім середовищем, користувачем) переводить методіку досліджень на позиції теорії складних систем, де оцінка будь-яких рішень виконується виходячи з концепції якісно відмінної від класичної теорії автоматичного керування. При цьому одним з істотних ознак системи керування є ієрархічна структура зв'язків між загальним критерієм для всієї системи в цілому і окремими локальними критеріями, сформульованими для окремих підсистем різних рівнів ієрархії.

Розробка ієрархічної системи критеріїв може ґрунтуватися на системі функцій F , розглянутих як деяка упорядкована безліч цілей системи керування. Тут також треба мати на увазі, що перед тим, як визначити множину функцій F_j ($J \in M$) і проводити упорядкування множин $M = \{F_j\}$, були отримані результати системного аналізу складу функцій підсистем, технологічної схеми об'єкта, властивих їй алгоритмів керування окремими підсистемами і агрегатами. Для розробки системи критеріїв принаймні необхідно, щоб для множини заданих функцій M існувала не пуста множина S_r , визначена за допомогою добутку множин U , Y і X_0 , що представляють стан функціонуючих підсистем. Якщо функція F_j , визначена на добутку множин станів U , Y і X_0 , не має жодного свого значення, що належить упорядкованій множині M , умова здійснення функцій F_j при функціонуванні розглянутої системи, поданої добутком множин U , Y , X_0 , не задовольняється. Розглянемо множину змінних станів системи U , Y , X_0 , структур системи T , її функцій F_j і відношення між цими множинами, що характеризують критерій якості керування (точніше, систему критеріїв).

Нехай безліч параметризованих пар вхід — вихід (i, y) містить усі значення вихідних змінних станів y ($V_j(t)$) системи Σ . Множина необхідних змінних станів X_0 ($x_{0j}(t)$), адекватних певній упорядкованій множині функцій $M = \{F_j\}$, може бути зіставлена з множиною станів y системи. Множину необхідних змінних X_0 можна порівняти з множиною реальних

(припустимих) змінних Y з точністю до збігу $X_0 = Y$, коли $x_{oi} - y_j = 0$, тобто: $Y \cap X_0 = X_0$, $Y \cup X_0 = X_0$.

Розглянута система практично не має обмежень, поданих множиною відносин R_j . У цьому випадку задовольнимо критерій повного збігу необхідного x_{oj} з можливим y_j на всій множині індексів $j \in A$. Відзначимо, що розглянутий випадок повного збігу множини необхідних змінних $X_0(x_{oj}(t))$ з множиною реальних перемінних $Y(y_j(t))$ виключає, напевно, існування в системі індетермінізму. Наявність невизначеності в процесі керування чи у характеристиках системи, так само як і існування обмежень, поданих множиною R_j , припускає утримання множини змінних $y_j(t)$ у межах області, заданої одним чи кількома порогами: $b_j < x_{oj} - y_j < c_j$, тобто $Y \subset X_0$.

У розглянутій системі збіг усіх необхідних значень $X_0(x_{oj}(t))$ з реальними змінними $Y(y_j(t))$ є неможливим. Зрозуміло, що у цьому випадку припустимим критерієм якості керування буде менш «твердий» критерій порівняно з попереднім випадком. Відзначимо, що ми не «послабляли» множини функцій $M = \{F_j\}$, а отже, і не «скорочували» множини X_0 . Подальше посилення обмежень системного аналізу приведе до нової (скороченої) множини X_0 , стосовно якої можна перейти до $X_0 = Y$. «Послабивши» $M = \{F_j\}$, зможемо реструктурувати множини R_j , чи ж погодитися з досяжністю $(Y - X_0)$ у межах порогів. Неможливість задоволення попередніх критеріальних умов у проєктованій системі приводить до необхідності постановки нової задачі оптимізації, метою якої є зведення до мінімуму розбіжності між двома множинами: $I = \min |X - X_0|$. У символах алгебри множин критерій можна виразити так: $I = \max |X \cap X_0|$.

Висновки

З наведеного аналізу зрозуміло, що в міру звуження зони обмежень на параметри і змінні системи керування в ній повинна послаблятися «твердість» критерію. Це потрібно розуміти як принцип можливої ієрархії критеріїв. Для досягнення умов максимально повного критерію система може бути стиснута мінімумом обмежень і, навпаки, при максимумі обмежень у системі можливе задоволення найбільш слабого критерію. Таким чином, ієрархія в системі критеріїв може визначатися повною інформацією про обмеження, поданою в алгоритмах керування. Тут обмеження подані в широкому сенсі, починаючи з обмежень на фізичні змінні системи та її конструктивно-технологічні характеристики і закінчуючи обмеженнями конкретних математичних методів і алгоритмів керування.

Література: 1. Банди Б. Методы оптимизации. Вводный курс: Пер. с англ.- М.: Радио и связь, 1988.-128с. 2. Байда Н.П., Веселовська Н.Р. Вибір критерію для оцінки ефективності систем комбінованого діагностування // Вісник ВПІ. - N 3. - 1995. - С. 22-26. 3. Кузьмин И.В. Оценка эффективности и оптимизация АСКУ. – М.: Сов.радио, 1971.-296с. 4. Северцев Н. А. Надежность сложных систем в эксплуатации и отработке. — М.: Высшая школа, 1989г. — 427с. 5. Камынина О. П. Нахождение оптимальных моментов времени проведения профилактик вычислительной техники. - В кн.: Вопросы кибернетики. Надежность испытания и эксплуатации высокопроизводительных ЭВМ / Сб. научных трудов. - М.: АН СССР, 1991. - С. 38-43.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДДМА

ОБЩАЯ ИЕРАРХИЧЕСКАЯ СИСТЕМА КРИТЕРИЕВ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТАНОЧНЫХ КОМПЛЕКСАХ

Веселовская Н.Р.

При проектировании станочных комплексов возникают проблемы, связанные с выбором оптимальных средств, вариантов аппаратуры, конструкции и программных средств по нескольким критериям. Существует множество вариантов подхода к решению этой задачи, однако применение различных критериев эффективности преимущественно приводит к противоположным результатам. В этой статье рассмотрим общую иерархическую систему критериев для оценки эффективности процессов механической обработки на комплексе машин.

ЗАГАЛЬНА ІЄРАРХІЧНА СИСТЕМА КРИТЕРІЇВ ОЦІНЮВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА ВЕРСТАТНИХ КОМПЛЕКСАХ

Веселовська Н.Р.

При проектуванні верстатних комплексів виникають проблеми, які пов'язані з вибором оптимального засобу, варіанта апаратури, конструкції і програмних засобів за деяким критерієм. Існує безліч варіантів підходу до розв'язання цієї задачі, однак застосування різних критеріїв ефективності переважно призводить до протилежних результатів.

GENERAL HIERARCHICAL SYSTEM OF CRITERIA FOR EVALUATING THE EFFICIENCY OF PROCESSES IN MACHINING COMPLEX OF MACHINES

Veselovska N.R.

The problems of the designing a complex of machines have associated with choosing the best means of equipment options, designs and software to certain criteria. There are many possible approaches to this problem, but the use of various performance criteria mainly leads to opposite results. In this paper consider the general hierarchical system of criteria for evaluating the effectiveness of the processes of mechanical treatment on the complex of machines.

Ключевые слова: иерархическая система, критерии оценки, эффективность, процессы механической обработки, станочные комплексы.

Ключові слова: ієрархічна система, критерії оцінки, ефективність, процеси механічної обробки, верстатні комплекси.

Key words: hierarchical system, evaluation criteria, efficiency, during machining, machine complexes.

УДК 621.73.06-52

Данильченко Ю.М., Петришин А.І.

НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

mmi-tm@ukr.net, yumd@i.ua

ДИНАМІЧНИЙ АНАЛІЗ МЕХАНІЧНОЇ КОЛИВНОЇ СИСТЕМИ «ШПИНДЕЛЬНИЙ ВУЗОЛ-ОСНОВА»

Вступ

Точність обробки на металорізальних верстатах значною мірою залежить від точності роботи їх шпиндельних вузлів (ШВ). На даний час мінімальна похибка обертання Δ шпинделів на опорах кочення сягає 0,2...0,5 мкм, а максимальна швидкохідність $d \cdot n$ – $2,4 \cdot 10^6$ мм·хв⁻¹ (де d - діаметр посадочної шийки шпинделя в передній опорі, мм; n - частота обертання шпинделя, хв⁻¹) [1]. Але досягнення такої точності при роботі на високих частотах обертання неможливе без забезпечення високої динамічної якості ШВ. Це, в свою чергу, потребує вичерпного знання закономірностей її формування, що й визначає актуальність досліджень в цьому напрямку.

Загалом динамічну якість ШВ оцінюють за динамічними характеристиками, основними з яких є частоти і форми власних коливань [1]. Зазвичай, для їх обчислення ШВ уявляється у вигляді стержневої системи із розподіленими і зосередженими масами та пружними елементами, що характеризують підшипники опор [1, 2]. Такий підхід дозволяє достатньо повно оцінити динамічну якість ШВ як окремого вузла, але є недостатнім для його оцінки в складі технологічної системи, тобто з врахуванням умов закріплення в шпинделі інструмента (заготовки) та монтажу ШВ на верстаті [3, 4]. Результати теоретичного дослідження динамічних характеристик системи «ШВ-оправка» при різних варіантах врахування закріплення оправки в шпинделі достатньо повно висвітлені в роботі [5]. Питання ж врахування пружного закріплення ШВ на основі (станині верстату) розв'язано лише в загальному вигляді [4].

Мета роботи

Метою цієї роботи є дослідження закономірностей формування власних частот механічної коливної системи «ШВ-основа».

Обчислення власних частот системи «ШВ-основа» ґрунтується на основних теоретичних положеннях робіт [3, 4] щодо розробки пружно-деформаційної моделі ШВ як складної механічної коливної системи. Для визначення гармонічних коефіцієнтів впливу (локальних динамічних податливостей підсистем) використовується підхід [1, 2], який ґрунтується на використанні методу початкових параметрів в матричній формі (методу перехідних матриць) [6].

Об'єкт дослідження

За об'єкт дослідження обрано шліфувальну головку ВС3 27-65.250 А. Корпус головки виконано у вигляді гільзи діаметром 65 мм і довжиною 250 мм. Вал шпинделя змонтовано на дуплексованих радіально-упорних кулькових підшипниках типу 36104К, зібраних за схемою «тандем-Х». Попередній осьовий натяг підшипників створюється підпружиненою втулкою, встановленою в задній опорі. Загальне зусилля натягу становить – $2Q_0 = 280$ Н.

Основна частина

Розрахункова модель головки представлена у вигляді механічної коливної системи, що складається з двох підсистем: шпинделя на чотирьох лінійно-пружних опорах і гільзи, що базується на абсолютно жорсткій основі на двох лінійно-пружних опорах (рис. 1).

Перша підсистема (шпиндель) розглядається у вигляді цільного стержня, що складається з п'яти ділянок із розподіленою масою. В першому, другому, третьому і четвертому перетинах стержня розміщені лінійно-пружні опори, якими ця система з'єднується з другою підсистемою (рис 2).

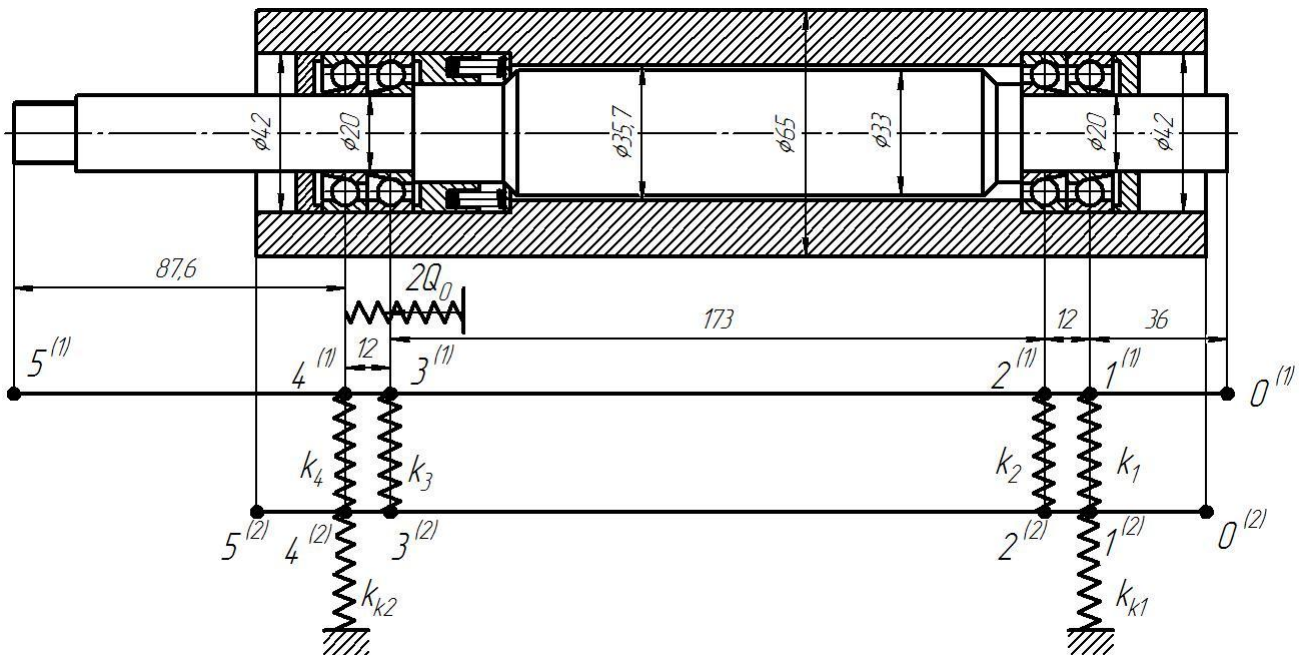


Рис. 1 - Розрахункова схема системи «шпиндельний вузол – основа».

Друга підсистема (гільза на основі) розглядається у вигляді пустотілого стержня, що складається з п'яти ділянок із розподіленою масою. В першому і четвертому перетинах стержня розміщені лінійно-пружні опори, якими гільза з'єднується з основою (рис 2).

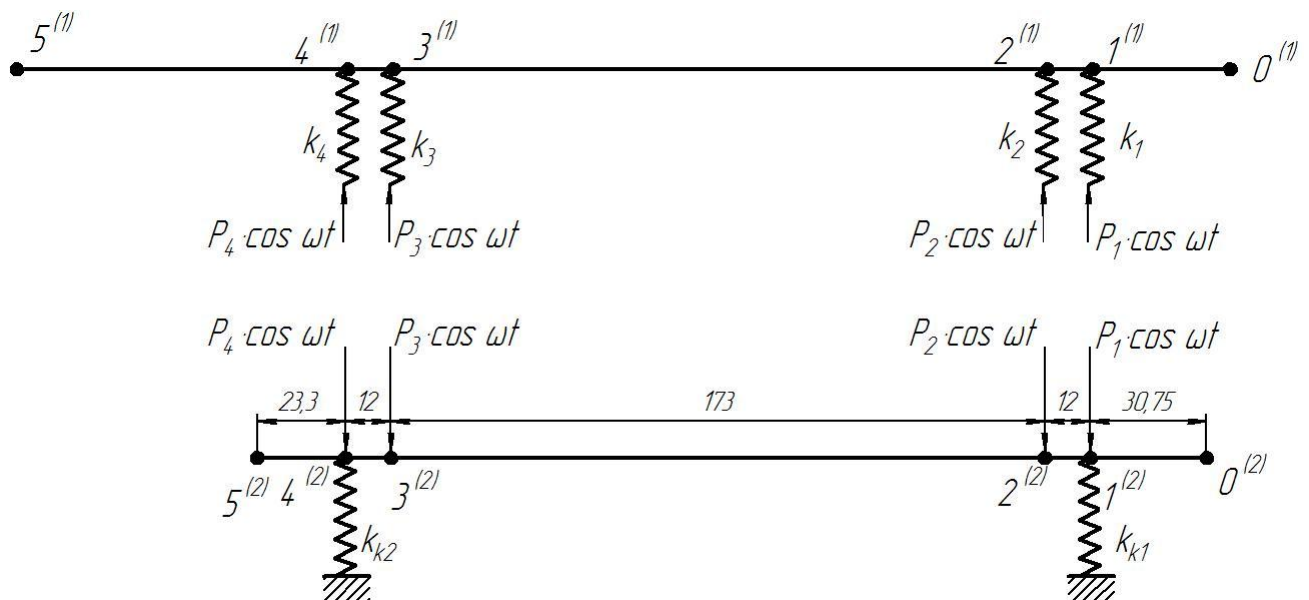


Рис. 2 - Схема роз'єднання системи «шпиндельний вузол – основа».

Відповідно до цього перехідні матриці підсистем записуються у вигляді [5, 6]:

– для шпинделя (підсистема 1)

$$\Pi^{(1)} = \prod_{i=0}^u \Pi_i^{(1)} = U_5^{(1)} \cdot U_4^{(1)} \cdot U_3^{(1)} \cdot U_2^{(1)} \cdot U_1^{(1)}; \quad (1)$$

– для гільзи на основі (підсистема 2)

$$\mathbf{\Pi}^{(2)} = \prod_{i=0}^u \mathbf{\Pi}_i^{(2)} = \mathbf{U}_5^{(2)} \cdot \mathbf{R}_4^{(2)} \cdot \mathbf{U}_4^{(2)} \cdot \mathbf{U}_3^{(2)} \cdot \mathbf{U}_2^{(2)} \cdot \mathbf{R}_1^{(2)} \cdot \mathbf{U}_1^{(2)}. \quad (2)$$

де \mathbf{U}_i і \mathbf{R}_i - перехідні матриці ділянки і опори відповідно.

Гармонічні коефіцієнти впливу (коефіцієнти динамічної податливості) $\alpha_{ij}^{(s)}$, $\beta_{ij}^{(s)}$ для системи «ШВ – основа», визначаються за значеннями елементів перехідних матриць $\mathbf{\Pi}^{(s)}$ і $\mathbf{\Pi}^{(s)Lu}$, складених за рівняннями (1) і (2) для кожної з підсистем [4]:

– для початкового перетину стержня (індекс s не вказано)

$$\begin{cases} \alpha_{0j} = b \cdot \frac{a_{32} \cdot a_{44}^{Lu} - a_{42} \cdot a_{34}^{Lu}}{a_{31} \cdot a_{42} - a_{41} \cdot a_{32}}; \\ \beta_{0j} = \frac{b}{l} \cdot \frac{a_{41} \cdot a_{34}^{Lu} - a_{31} \cdot a_{44}^{Lu}}{a_{31} \cdot a_{42} - a_{41} \cdot a_{32}}; \end{cases}$$

– для інших перетинів стержня (індекс s не вказано)

$$\alpha_{ij} = a_{11}^i \cdot \alpha_{0j} + a_{12}^i \cdot l \cdot \beta_{0j} + a_{14}^{Li} \cdot b,$$

де a_{ij}^s , a_{ij}^{Ls} – елементи матриць $\mathbf{\Pi}^{(s)}$ і $\mathbf{\Pi}^{(s)Lu}$ відповідно, l – загальна довжина стержня; $a = l^2/E \cdot J$; $b = l^3/E \cdot J$.

При цьому матриця $\mathbf{\Pi}^{(s)Lu}$ визначається з умов [4]:

$$\mathbf{\Pi}^{Lu} = \begin{cases} \prod_{i=u}^{j+1} \mathbf{\Pi}_i & \text{для } 0 < j < u \\ \mathbf{\Pi} & \text{для } j = 0 \\ \text{diag}(1,1,1,1) & \text{для } j = u \end{cases}$$

Для обчислення власних частот системи, в місцях її роз'єднання прикладаємо одиничні гармонічні сили взаємодії $P_i = 1 \cdot \cos \omega t$ (рис. 2) та записуємо умови рівності переміщень в точках роз'єднання:

$$\begin{cases} P_1 \cdot \alpha_{11}^{12}(\omega) + P_2 \cdot \alpha_{12}^{12}(\omega) + P_3 \cdot \alpha_{13}^{12}(\omega) + P_4 \cdot \alpha_{14}^{12}(\omega) = 0 \\ P_1 \cdot \alpha_{21}^{12}(\omega) + P_2 \cdot \alpha_{22}^{12}(\omega) + P_3 \cdot \alpha_{23}^{12}(\omega) + P_4 \cdot \alpha_{24}^{12}(\omega) = 0 \\ P_1 \cdot \alpha_{31}^{12}(\omega) + P_2 \cdot \alpha_{32}^{12}(\omega) + P_3 \cdot \alpha_{33}^{12}(\omega) + P_4 \cdot \alpha_{34}^{12}(\omega) = 0 \\ P_1 \cdot \alpha_{41}^{12}(\omega) + P_2 \cdot \alpha_{42}^{12}(\omega) + P_3 \cdot \alpha_{43}^{12}(\omega) + P_4 \cdot \alpha_{44}^{12}(\omega) = 0 \end{cases} \quad (3)$$

де $\alpha_{ij}^{12}(\omega) = \alpha_{ij}^{(1)}(\omega) + \alpha_{ij}^{(2)}(\omega)$ при $i \neq j$ і $\alpha_{ij}^{12}(\omega) = \alpha_{ij}^{(1)}(\omega) + 1/k_i + \alpha_{ij}^{(2)}(\omega)$ при $i = j$, [7]; k_i - жорсткість підшипника в i -му перетині шпинделя.

Власні частоти системи визначаються з (3) за умовою:

$$\det \begin{vmatrix} \alpha_{11}^{12}(\omega) & \alpha_{12}^{12}(\omega) & \alpha_{13}^{12}(\omega) & \alpha_{14}^{12}(\omega) \\ \alpha_{21}^{12}(\omega) & \alpha_{22}^{12}(\omega) & \alpha_{23}^{12}(\omega) & \alpha_{24}^{12}(\omega) \\ \alpha_{31}^{12}(\omega) & \alpha_{32}^{12}(\omega) & \alpha_{33}^{12}(\omega) & \alpha_{34}^{12}(\omega) \\ \alpha_{41}^{12}(\omega) & \alpha_{42}^{12}(\omega) & \alpha_{43}^{12}(\omega) & \alpha_{44}^{12}(\omega) \end{vmatrix} = 0$$

При обчисленнях жорсткість підшипників опор шпинделя була прийнята постійною $k_i = 113 \text{ Н/мкм}$.

Спочатку за методикою [5] було проведено обчислення шпинделя з умови його безпосереднього закріплення на основі (без врахування гільзи) і отримано значення $p_1 = 1279 \text{ Гц}$ для першої власної частоти коливань і $p_2 = 1841 \text{ Гц}$ для другої власної частоти.

При обчисленнях шпинделя, як підсистеми 1 (рис. 2), власні частоти набудуть значень $p_1 = 1592 \text{ Гц}$ і $p_2 = 3929 \text{ Гц}$.

Для встановлення впливу умов закріплення шпиндельного вузла на формування власних частот, було проведено їх обчислення окремо для гільзи як підсистеми 2 та системи «ШВ-основа» загалом (рис. 3). При цьому жорсткість опор гільзи змінювалась в діапазоні $k_{ki} = 0.15 \div 400 \text{ Н/мкм}$.

Як видно з рис. 3, при малій жорсткості опор гільзи ($k_{ki} = 0.15 \div 10 \text{ Н/мкм}$), власні частоти коливань системи фактично визначаються динамічною поведінкою підсистеми 2 (гільзи на основі). Із зростанням значень цих жорсткостей поступово збільшується вплив першої підсистеми, і починаючи з $k_{ki} = 120 \text{ Н/мкм}$ значення другої власної частоти системи починає асимптотично наближатись до $p_2 = 1296 \text{ Гц}$, що фактично відповідає значенню першої власної частоти для випадку безпосереднього закріплення шпинделя на основі ($p_1 = 1279 \text{ Гц}$). Значення першої власної частоти системи при цьому наближається до $p_1 = 583 \text{ Гц}$.

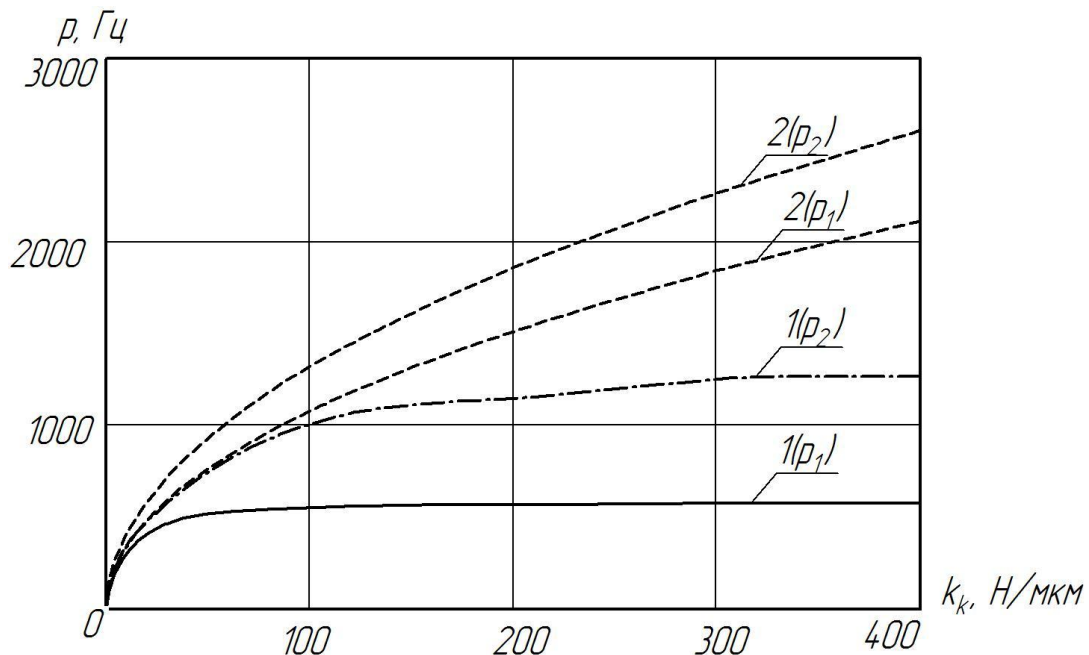


Рис. 3 - Власні частоти коливань системи «шпиндельний вузол – основа» (криві 1) і підсистеми «гільза на основі» (криві 2) при зміні жорсткості опор гільзи k_k : p_1 – перша власна частота, p_2 – друга власна частота

Таким чином, як і для системи «ШВ-оправка» [5], на формування власних частот системи «ШВ-основа» впливає динамічна поведінка обох підсистем, причому форми коливань системи радше за все будуть комбінованими, що потребує подальшого дослідження і буде предметом наступних розвідок у цьому напрямку.

Висновки

1. Умови закріплення шпindelного вузла на основі (станині верстата) суттєво впливають на формування динамічних характеристик системи загалом.

2. При малій жорсткості опор корпусу шпindelного вузла власні частоти коливань системи фактично визначаються динамічною поведінкою підсистеми закріплення цього корпусу на основі.

3. При великій жорсткості опор корпусу збільшується вплив пружно-інерційних характеристик власне шпindelного вузла. При абсолютній жорсткості опор корпусу значення другої власної частоти системи майже співпадає із значенням першої власної частоти власне шпindelного вузла.

Посилання: 1. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т.2. Ч.1. / Под общ. ред. А.С.Проникова. – М.: Машиностроение, 1995. – 371 с. 2. Хомяков В.С., Кочинев Н.А., Сабиров Ф.С. Моделирование и расчет динамических характеристик шпindelных узлов // Вестник УГАТУ. – Уфа: УГАТУ. – 2009. – Т.12. – № 2(31). – С. 69–75. 3. Данильченко Ю.М. Узагальнена пружно-деформаційна модель шпindelного вузла // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямком “Інженерна механіка”). – 2002. – Вип. 11. – С. 126-131. 4. Данильченко Ю.М. Розрахунок форм вимушених коливань системи “шпindelний вузол” // Наукові нотатки. Міжвуз. зб. (за напр. “Інженерна механіка”) – Луцьк. – 2004. – Вип.15. – С. 57-64. 5. Данильченко Ю., Петров С., Піркл Д. Оцінка динамічної якості швидкохідних шпindelних вузлів на опорах кочення // Машинознавство. – Львів. –2007. - № 8. – С. 36-41. 6. Ивович В.А. Переходные матрицы в динамике упругих систем: Справочник. - М.: Машиностроение, 1981. – 183 с. 7. Бидерман В.Л. Прикладная теория механических колебаний: Учеб. пособие для вузов. - М.: Машиностроение, 1972. – 416 с.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ДИНАМІЧНИЙ АНАЛІЗ МЕХАНІЧНОЇ КОЛИВНОЇ СИСТЕМИ «ШПИНДЕЛЬНИЙ ВУЗОЛ-ОСНОВА»

Данильченко Ю.М., Петришин А.І.

Проведене теоретичне дослідження закономірностей формування власних частот системи «шпindelний вузол-основа». Розрахункова модель представлена у вигляді механічної коливної системи, що складається з двох підсистем: шпинделя на чотирьох лінійно-пружних опорах і гільзи, що базується на абсолютно жорсткій основі на двох лінійно-пружних опорах. Шпindel і гільза розглядаються як стержні із розподіленою масою. Проведено обчислення власних частот окремо для підсистем і для системи загалом. Встановлено закономірності формування власних частот системи при зміні жорсткостей лінійно-пружних опор гільзи.

ДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ МЕХАНИЧЕСКОЙ КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ «ШПИНДЕЛЬНЫЙ УЗЕЛ-ОСНОВА»

Данильченко Ю.М., Петришин А.И.

Проведено теоретическое исследование закономерностей собственных частот системы «шпindelный узел-основа». Расчетная модель представлена в виде механической колебательной системы, которая состоит из двух подсистем: шпинделя на четырех линейно-упругих опорах и гильзы, закрепленной на абсолютно жестком основании на двух линейно-упругих опорах. Шпindel и гильза рассматриваются как стержни с распределенной массой. Проведен расчет собственных частот отдельно для подсистем и системы целиком. Установлены закономерности формирования собственных частот системы при изменении жесткости линейно-упругих опор гильзы.

DYNAMICAL ANALYSIS OF MECHANICAL VIBRATION SYSTEM «SPINDLE UNIT - BASE»

Danylchenko Yu.M., Petryshyn A.I.

Theoretical research of natural frequencies regularity of “spindle unit - base” system has been carried out. Estimated model is presented as mechanical vibration system, which consists of two subsystems: four linearly elastic supports mounted spindle and quill spindle, that is mounted on perfectly rigid base with two linearly elastic supports. Spindle and quill spindle are considered as rods with distributed mass. Natural frequencies are calculated separately for subsystems and entire system. Mechanism of system natural frequencies forming is obtained due to varying of quill spindle’s linearly elastic supports.

Ключевые слова: динамический анализ, шпindelный узел, модель.

Ключові слова: динамічний аналіз, шпindelний вузол, модель.

Key words: dynamical analysis, spindle unit, models.

Єнікєєв¹ О.Ф., Суботін² О.В.

¹Харківська академія залізничного транспорту, м. Харків, Україна

²Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

СИНТЕЗ ОПТИМАЛЬНОГО ЦИФРОВОГО РЕГУЛЯТОРА ПОЗДОВЖНЬОЇ ПОДАЧІ ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА

Вступ

Впровадження в машинобудівне виробництво України сучасних інформаційних й енергозберігаючих технологій базується на розробці технічних засобів автоматизації технологічних процесів та, зокрема, алмазного шліфування. Шліфувальні верстати при обробці деталей використовують у якості приводних механізмів двигуни постійного і змінного струмів, які є енергоємними об'єктами управління. Скорочення часу обробки шліфувальними верстатами деталей при збереженні заданих показників якості їхніх оброблених поверхонь знижує відсоток недоліку й дає підприємству істотну економію електричної енергії [1].

Розробка математичної моделі

При розробці технічних засобів для автоматизації процесів алмазного шліфування використовується принцип покоординатного управління верстатами [2]. В основу розробки замкненого каналу для управління поздовжньою подачею шліфувального кола покладено принцип управління за відхиленням. Структурна схема цього каналу представлена на рис. 1. Виконаємо аналіз структурної схеми з метою одержання виразу для передатної функції каналу.

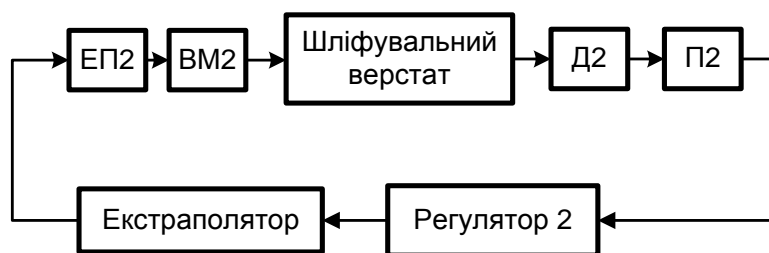


Рис. 1 – Структурна схема каналу

Поточне значення поздовжньої подачі шліфувального кола обчислюється цифровим регулятором 2 за допомогою такого виразу

$$S_{np} = \frac{l}{t_1},$$

де l - довжина заготовки, t_1 - час виконання навкруги одного проходу.

Довжина заготовки визначається заздалегідь шляхом безпосередніх вимірів і вводиться до пам'яті регулятора 2, отже, для визначення величини S_{np} треба виміряти t_1 . Початок і кінець проходу шліфувального кола фіксуємо кінцевими вимикачами. Блок П2 виконує процедуру дискретизації за часом імпульсу, тривалість якого визначається моментами спрацьовування цих вимикачів. Вихідний код блоку П2 фіксує цифровий регулятор 2. Специфіка роботи вхідного модуля каналу дозволяє подати його пропорційною ланкою із запізнюванням:

$$H_1(p) = k_{п2} e^{-p\tau_{п2}}, \quad (1)$$

де $k_{п2}$, $\tau_{п2}$ - коефіцієнт передачі й запізнювання блоку П2.

З урахуванням смуги (Δ_3) нечутливості первинного перетворювача маємо таку передатну функцію вхідного модуля каналу

$$H_1(p) = \Delta_3 k_{\Pi 2} e^{-p\tau_{\Pi 2}}. \quad (2)$$

Похибка дискретизації аналогового сигналу цим модулем знаходить своє кількісне вираження в нестабільності його вихідного коду. На рис. 2 подана гістограма розкиду вихідного коду. Основні статистичні параметри розподілу похибки такі

$$\bar{X} = 0; \quad \sigma = 0.036142; \quad A = 0; \quad E = -0.504.$$

Гістограма розкиду вихідного коду після виконання процедури згладжування описана трикутним законом розподілу. Рівняння згладженої кривої має вигляд

$$f(x) = \frac{1}{2\sigma} e^{-\frac{|x|}{\sigma}} \quad x \in (-0.1, 0.1). \quad (2)$$

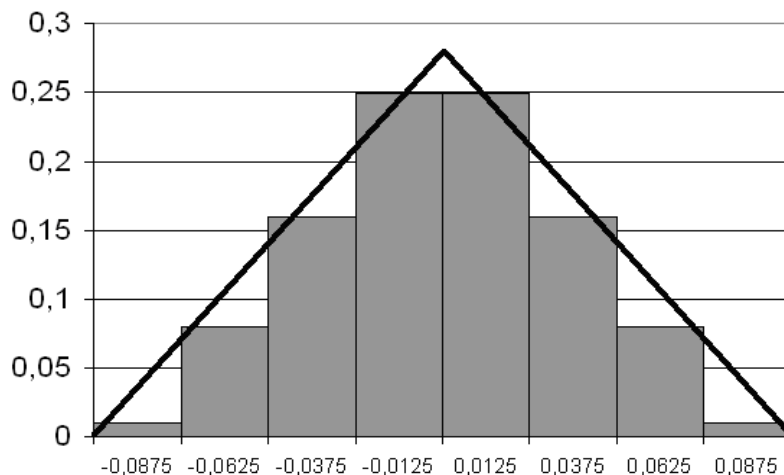


Рис. 2 – Гістограма розкиду вихідного коду блоку П2

Для отриманого закону розподілу похибки досліджуемого модуля його ентропійний інтервал невизначеності становить

$$\Delta_3 = \sigma e^{\sigma} = 0.036142.$$

Вихідний сигнал екстраполятору нульового порядку є східчастим. Тоді передатна функція такого пристрою має вигляд [3]

$$H_2(p) = \frac{1 - e^{-p\tau_r}}{p}. \quad (3)$$

Регулятор 2 побудуємо на базі мікроконтролера, та подаємо в такому вигляді [3]

$$H_3(p) = \frac{1}{\tau_r} (1 - e^{-p\tau_r}). \quad (4)$$

Передатна функція блоків ЕП2 й ВМ2 отримана такому вигляді

$$H_4(p) = \frac{k_M T_{k1} k_{\Pi 2} \tau_r p}{(\tau_{\Pi 2} p + 1)(a_4 p^4 + a_3 p^3 + a_2 p^2 + a_1 p + a_0)}. \quad (5)$$

де $a_4 = \tau_{ms} T_{ms} T_{\Delta} T_{\Delta m} T_M$, $a_3 = T_M [(\tau_{ms} + T_{ms}) T_{\Delta} T_{\Delta m} + \tau_{ms} T_{ms} (T_{\Delta} + T_{\Delta m})] + \tau_{ms} T_{ms} T_{\Delta} T_{\Delta m}$;

$a_2 = T_M [T_{\Delta} T_{\Delta m} + \tau_{ms} T_{ms} + (\tau_{ms} + T_{ms})(T_{\Delta} + T_{\Delta m})] + (\tau_{ms} + T_{ms}) T_{\Delta} T_{\Delta m} + \tau_{ms} T_{ms} (T_{\Delta} + T_{\Delta m})$;

$a_1 = T_M (T_{\Delta} + T_{\Delta m} + \tau_{ms} + T_{ms}) + T_{\Delta} T_{\Delta m} + \tau_{ms} T_{ms} + (\tau_{ms} + T_{ms})(T_{\Delta} + T_{\Delta m})$,

$a_0 = \tau_{ms} + T_{ms} + T_{\Delta} + T_{\Delta m}$.

Блоки П2, Р2 й ЕП2 вносять запізнювання в роботу каналу. Будемо вважати, що дискретний час запізнювання каналу по управляючому впливу, який дорівнює сумі

запізнювань зазначених блоків, становить $2T_0$. Відповідно порядок математичної моделі розглянутого каналу становить $d=3$. З урахуванням цього запізнювання дискретна передатна функція замкненого каналу для управління поздовжньою подачею шліфувального круга вийшла в такому вигляді

$$H_5(z^{-1}) = z^{-2} \frac{b_0^\circ + b_1^\circ z^{-1} + b_2^\circ z^{-2} + b_3^\circ z^{-3}}{1 + a_1^\circ z^{-1} + a_2^\circ z^{-2} + a_3^\circ z^{-3}} = z^{-2} \frac{B(z^{-1})}{A(z^{-1})}. \quad (6)$$

В основу розробки цифрового регулятора 2 покладено принцип його синтезу на базі еталонної моделі замкненого каналу. Закон управління цифрового регулятора в системах з еталонною моделлю має такий вигляд

$$D(z^{-1})U_t = H(z^{-1})G_t - F(z^{-1})y_t, \quad (7)$$

де G_t - вхідний вплив каналу в момент $t = nT_0$ часу; $D(z^{-1}), H(z^{-1}), F(z^{-1})$ - поліноміальні вирази щодо оператора зрушення.

Синтез цифрового регулятора 2 зведено до визначення параметрів поліномів $D(z^{-1})$, $H(z^{-1})$ і $F(z^{-1})$ таким чином, щоб замкнений контур був стійким. В умовах неповної інформації синтез регулятора виконаємо на основі мінімізації квадратичного критерію оптимальності [3]

$$J = \lim \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{\infty} [y_i^2 - P_1 U_i^2]. \quad (8)$$

Полином $R_1(z^{-1})$ визначає динаміку перехідного процесу основного контуру цифрового регулятора при усуненні помилки неузгодженості. Оскільки величиною помилки $\varepsilon_{\text{дон}}$ можна задатися, а величина Δ_3 вже визначена, то поліном $R_1(z^{-1})$ набуває такий вигляд

$$R_1(z^{-1}) = \frac{\Delta_3 k_M z^{-1} [1 - T_M + (T_M - l_4) z^{-1}]}{\varepsilon_{\text{дон}}}. \quad (9)$$

Полином $H(z^{-1})$ має вигляд

$$H(z^{-1}) = z^{-3} (h_0 + h_1 z^{-1} + h_2 z^{-2} + h_3 z^{-3}), \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \text{де} \quad h_0 &= \frac{\Delta_3 k_M (1 - T_M)}{\varepsilon_{\text{дон}}} b_0^\circ, & h_1 &= \frac{\Delta_3 k_M [(1 - T_M) b_1^\circ + b_0^\circ (T_M - l_4)]}{\varepsilon_{\text{дон}} a_1^\circ}, \\ h_2 &= \frac{\Delta_3 k_M [(1 - T_M) b_2^\circ + b_1^\circ (T_M - l_4)]}{\varepsilon_{\text{дон}} a_2^\circ}, & h_3 &= \frac{\Delta_3 k_M [(1 - T_M) b_3^\circ + b_2^\circ (T_M - l_4)]}{\varepsilon_{\text{дон}} a_3^\circ}. \end{aligned}$$

Полином $F(z^{-1})$ отриманий у такому вигляді

$$F(z^{-1}) = f_0 + f_1 z^{-1} + f_2 z^{-2}, \quad (11)$$

$$\text{де} \quad f_0 = 1, \quad f_1 = \frac{a_1^\circ + 1}{a_1^\circ}, \quad f_2 = \frac{a_1^\circ a_2^\circ + a_1^\circ + a_2^\circ}{a_1^\circ a_2^\circ}.$$

Полином $D(z^{-1})$ отриманий у наступному вигляді

$$D(z^{-1}) = g_0 + g_1 z^{-1} + g_2 z^{-2}, \quad (12)$$

де його коефіцієнти мають такі значення

$$\begin{aligned} g_0 &= \frac{b_0^\circ}{a_0^\circ}, \\ g_1 &= \frac{b_1^\circ - \frac{b_0^\circ a_1^\circ}{a_0^\circ} + \frac{b_0^\circ (a_1^\circ + 1)}{a_1^\circ}}{a_0^\circ}, \end{aligned}$$

$$g_2 = \frac{b_2^\circ + \frac{b_1^\circ(a_1^\circ + 1)}{a_1^\circ} + \frac{b_2^\circ(a_1^\circ a_2^\circ + a_1^\circ + a_2^\circ)}{a_1^\circ a_2^\circ} - \frac{b_0^\circ a_2^\circ}{a_0^\circ} - a_1^\circ \left[b_1^\circ - \frac{b_0^\circ a_1^\circ}{a_0^\circ} + \frac{b_0^\circ(a_1^\circ + 1)}{a_1^\circ} \right]}{a_0^\circ}$$

Передатна функція регулятора 2 отримана в такому вигляді

$$H_{onm}(z^{-1}) = \frac{H(z^{-1})B(z^{-1})}{b_0^\circ A(z^{-1}) + D(z^{-1})B(z^{-1})} \quad (13)$$

Після підстановки коефіцієнтів поліномів $A(z^{-1})$, $B(z^{-1})$, $D(z^{-1})$ і $F(z^{-1})$ у вираз (13) і перетворень маємо

$$H_{onm,2}(z^{-1}) = \frac{0.04752 + 0.862z^{-1} - 0.823z^{-2}}{0.374 - 0.374z^{-1}} \quad (14)$$

За виразами (6), (9), (10), (11), (12) і (14) зібрана імітаційна модель каналу, яка представлена на рис. 3.

Графік вихідного сигналу каналу представлений на рис. 4.

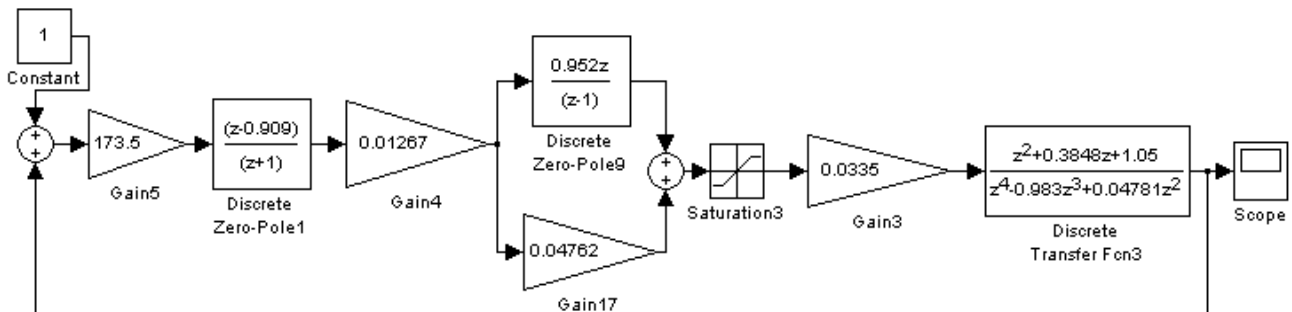


Рис. 3 – Імітаційна модель

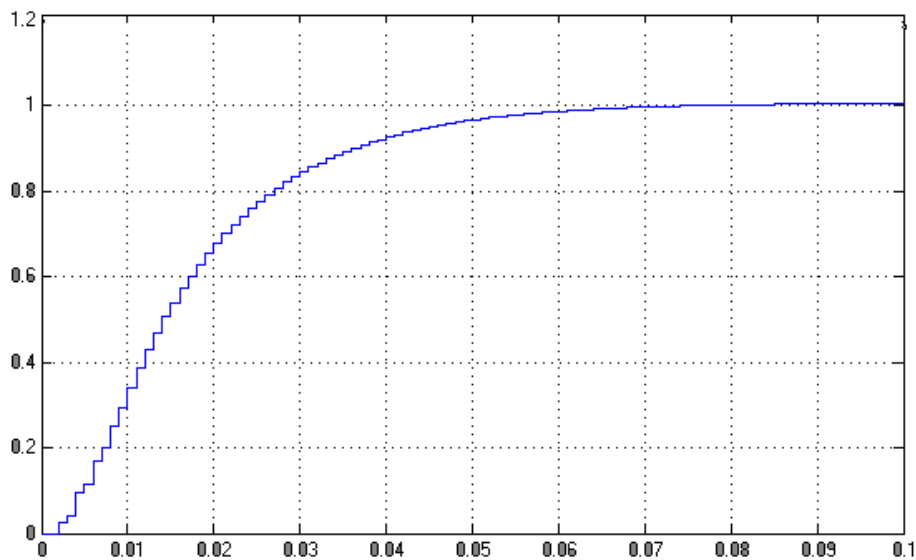


Рис. 4 – Графік вихідного сигналу каналу

Висновки

На підставі аналізу графіка маємо підвищення швидкодії замкненого каналу завдяки цифровому регулятору 2. Так само проглядається невелика похибка перегулювання на початку перехідного процесу, яка після закінчення деякого часу стає нульовою. У цілому розроблений канал задовольняє вимогам системи покоординатного управління шліфувальними верстатами по точності й швидкодії.

Література: 1. Рубашкин И.Б., Алешин А.А. Микропроцессорное управление режимом металлообработки. – Л.: Машиностроение, 1989. – 160 с. 2. Еникеев А.Ф. Оптимальное управление технологическим процессом алмазного шлифования. – Краматорск: ДГМА, 2001. – 160 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

СИНТЕЗ ОПТИМАЛЬНОГО ЦИФРОВОГО РЕГУЛЯТОРА ПРОДОЛЬНОЙ ПОДАЧИ
ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА

Еникеев А.Ф., Субботин А.В.

На основе дискретного преобразования Лапласа синтезирован закрытый канал для управления продольной подачей шлифовального круга.

СИНТЕЗ ОПТИМАЛЬНОГО ЦИФРОВОГО РЕГУЛЯТОРА ПОЗДОВЖНЬОЇ ПОДАЧІ
ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА

Енікєєв О.Ф., Суботін О.В.

На основі дискретного перетворення Лапласа синтезований закритий канал для управління поздовжньою подачею шліфувального круга.

SYNTHESIS OF OPTIMAL DIGITAL CONTROLLER LONGITUDINAL FEED OF THE
GRINDING WHEEL

Enikeev A., Subbotin A.

The closed channel for controlling the longitudinal feed of the grinding wheel based on the discrete Laplace transform is synthesized.

Ключевые слова: Регулятор, шлифовальный круг, продольная подача, синтез, оптимизация

Ключові слова: Регулятор, шліфувальний круг, поздовжня подача, синтез, оптимізація

Keywords: Regulator, grinding wheel, the longitudinal flow, synthesis, optimization

УДК 621.923

Гейчук В.М.

НТУУ "Київський політехнічний інститут", м. Київ

**РОТОРНІ ВЕРСТАТИ ДЛЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ НА БАЗІ
МАГНІТНОЇ СИСТЕМИ ТИПУ "КІЛЬЦЕВА ВАННА": КІНЕМАТИКА ОБРОБКИ
ЗАДНЬОЇ ПОВЕРХНІ СПІРАЛЬНИХ СВЕРДЕЛ**

Постановка проблеми та аналіз попередніх досліджень

Раніше розроблена математична модель кінематики магнітно-абразивної обробки (МАО) спіральних свердел [1] дозволила провести дослідження [2], в результаті яких визначені основні параметри кінематики МАО передньої поверхні та стружкової канавки. Поза увагою зазначених робіт залишилась кінематика МАО задніх поверхонь свердел.

Тому метою роботи є дослідження кінематики процесу МАО задніх поверхонь спіральних свердел на роторних верстатах з магнітною системою типу "кільцева ванна".

Результати виконаних досліджень

При обробці задньої поверхні свердел досліджувався також вплив додаткового обертання свердла зі швидкістю \vec{V}_a навколо осі Z_4 (рис. 1 а). В системі координат $X_2Y_2Z_2$ [3] свердло зміщене по осях координат на величини:

$$\begin{aligned} T_x &\leq \frac{H}{2} - \delta - \frac{D}{2\sin(\varphi_c)} \sin(\xi - \varphi_c) - \frac{D\cos(\xi)}{2}, \quad \text{при } \varphi_c < \xi; \\ T_x &\leq \frac{H}{2} - \delta - \frac{D\cos(\xi)}{2}, \quad \text{при } \varphi_c > \xi. \end{aligned} \quad (1)$$

де δ – робочий зазор. Назвемо цей рух "азимутальною подачею". Кругова та азимутальні подачі є незалежними рухами.

При обробці задньої поверхні при наявності азимутальної подачі величина зміщення свердла вздовж осі Z дорівнює $T_Z = (H_{PN} - D\sin(\xi))/2$.

Задня поверхня спіральних свердел найчастіше заточується по двох площинах, конічній, циліндричній та гвинтовій поверхнях [3, 4]. Для дослідження використана заточка по конічній поверхні (рис. 2).

Невідомі значення параметрів k_0, l_0 конічної задньої поверхні визначаються із системи рівнянь [4]:

$$\begin{aligned} k_0 &= c_1 \cdot l_1 + c_1 \cdot D/2 + r; \\ k_0 &= l_0 \cdot \frac{\operatorname{tg}(\rho)}{\operatorname{tg}(\varphi_c) \cdot \operatorname{tg}(\psi)} \end{aligned} \quad (2)$$

де $c_1 = \frac{\operatorname{tg}(\theta_N) \cdot \operatorname{tg}(\rho)}{\sin(\varphi_c)}$, $\theta_N = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_{III}) \cdot \sin(\varphi_c)}{\cos(\mu_D)} - \operatorname{tg}(\mu_D) \cdot \cos(\varphi_c)$.

Вихідні конічні поверхні, коли вершина конусу знаходиться в початку системи координат, а його вісь співпадає з віссю Z, задаються параметричними рівняннями:

$$R_1(u, v) = \begin{bmatrix} u \cdot \cos(v) \\ u \cdot \sin(v) \\ u/\operatorname{tg}(\rho) \end{bmatrix}; \quad R_1(t, h) = \begin{bmatrix} h \cdot \cos(t) \\ h \cdot \sin(t) \\ h/\operatorname{tg}(\rho) \end{bmatrix}; \quad (3)$$

де параметри u, h відповідають R_x [1, 3], а параметри v, t – куту радіуса-вектора.

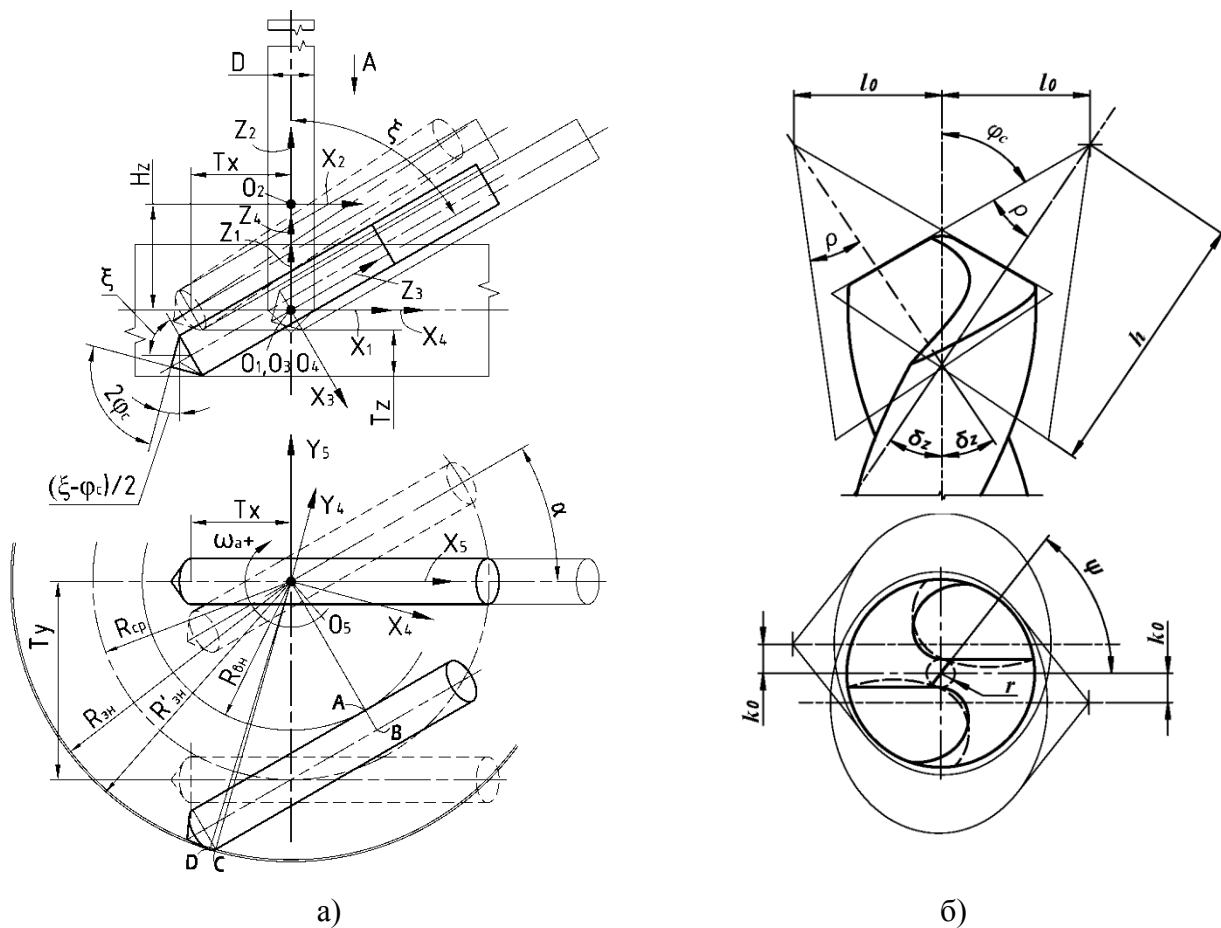


Рис. 1 – Схема установки свердла в робоче положення в роторному верстаті для обробки з круговою та азимутальною подачами Розрахункова схема задньої поверхні спірального свердла при заточці по конусу.

Рівняння цих конічних поверхонь у кінцевих положеннях (рис. 1), що відповідають робочим положенням заточувального інструменту, отримані за допомогою матричних перетворень [1]:

$$\begin{aligned} [R_{zklOr}(u, v)]^4 &= MTP_{xyz} \cdot MRp_y \cdot [R_1(u, v)]^4 \\ [R_{zklOn}(t, h)]^4 &= MTP_{xyz} \cdot MRp_y \cdot [R_2(t, h)]^4 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\text{де } MRp_y = \begin{pmatrix} \cos \delta_z & 0 & \sin \delta_z & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \delta_z & 0 & \cos \delta_z & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad MTP_{xyz} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & -l_0 \\ 0 & 1 & 0 & -k_0 \\ 0 & 0 & 1 & -B \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix},$$

$$B = (D/2 + l_0) \cdot \text{tg}(\pi/2 - \varphi_c).$$

В результаті рівняння задніх конічних поверхонь в системі координат $X_2Y_2Z_2$ [3] будуть такими:

$$Rp_{2zkl}(u, v) = \begin{bmatrix} u \cdot \cos(v) \cdot \cos(\delta_z) + u \cdot \sin(\delta_z) / \text{tg}(\rho) - l_0 \\ u \cdot \sin(v) - k_0 \\ u \cdot \cos(\delta_z) / \text{tg}(\rho) - u \cdot \sin(\delta_z) \cdot \cos(v) - B \end{bmatrix}; \quad (5)$$

$$Rp_{2zkl}(u, v) = \begin{bmatrix} h \cdot \cos(t) \cdot \cos(\delta_z) - h \cdot \sin(\delta_z) / \operatorname{tg}(\rho) + l_0 \\ h \cdot \sin(t) + k_0 \\ h \cdot \cos(\delta_z) / \operatorname{tg}(\rho) + h \cdot \sin(\delta_z) \cdot \cos(t) - B \end{bmatrix}. \quad (6)$$

Визначення поперечної та різальної кромки як ліній перетину двох конічних та гвинтових і конічних поверхонь. Координати точок поперечної та різальної кромки були визначні як координати ліній перетину відповідно двох конічних поверхонь (5-6) та конічної ((5) або (6)) і гвинтової поверхонь (див. формулу (2) [1]).

Для знаходження ліній перетину зазначених поверхонь був використаний метод знаходження рішень систем нелінійних рівнянь, розроблений Драгілевім А.В. [5]. Метод Драгілева вирішення цієї задачі полягає в параметризації лінії перетину довжиною дуги та зведення самої задачі до задачі Коші.

В результаті розрахунку отримано параметри ліній, що описують поперечну та різальну кромки свердла, отримані в результаті заточки спірального свердла по конічних поверхнях (рис. 2).

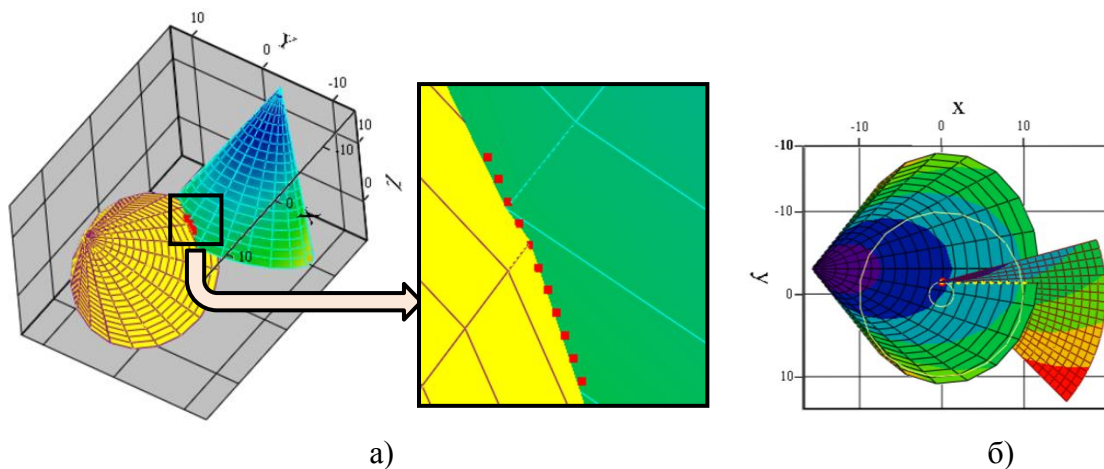


Рис. 2 – Поперечна та різальна кромки свердла як лінії перетину поверхонь:
а) поперечна кромка; б) різальна кромка.

Визначення кутів атаки на задній поверхні. В цілому порядок визначення кутів атаки на задній поверхні такий же, як і на передній [1].

Вектор сумарної швидкості різання $\vec{V}_{\Sigma p}$ визначимо як:

$$\vec{V}_{\Sigma p} = \vec{V}_p + \vec{V}_S + \vec{V}_a \quad (6)$$

Вектори складових знайдемо як векторні добутки відповідних векторів кутових швидкостей та радіусів-векторів точок поперечної та різальної кромки у відповідному русі.

Умови аналізу. Аналіз кінематики MAO задньої поверхні виконувався при тих же умовах, що і аналіз кінематики MAO передньої гвинтової поверхні [2]. За відсутності азимутальної подачі обробка задньої поверхні проводиться за тих же умов, що і обробка передньої гвинтової поверхні. При наявності азимутальної подачі обробка задньої поверхні проводиться в зоні верхнього торця полюсного наконечника. При цьому зміщення T_Z є додатнім, а зміщення T_X визначається за виразом (1). Для свердла з параметрами, зазначеними в [2], і ширині робочої зони $H_{MS} = 40 \text{ мм}$, і величині робочого зазору $\delta = 4 \text{ мм}$ зміщення $T_X = -10 \text{ мм}$, $T_Z = 6.3 \text{ мм}$.

Кути атаки за відсутності азимутальної подачі. За відсутності азимутальної подачі обробку задньої поверхні доцільно вести в режимі "натікання", оскільки при прийнятих кутах при вершині свердла ($2\varphi_c = 120^\circ$) і нахилу свердла $\xi = 60^\circ$ задня поверхня повністю

знаходиться в "тіньовій" зоні.

За відсутності азимутального повороту ($\alpha = 0^\circ$) і кругової подачі задня поверхня знаходиться в "активній" зоні повний оберт свердла (рис. 3).

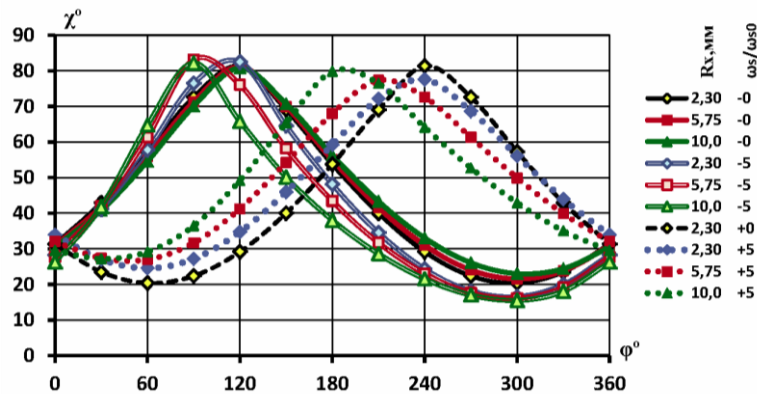


Рис. 3 – Залежності кутів атаки на задній поверхні вздовж різальної кромки за оберт свердла в трьох характерних точках.

Максимальні значення кутів атаки складають близько $\chi_{\max} \cong 82^\circ$, мінімальні – близько $\chi_{\min} \cong 20^\circ$. За відсутності кругової подачі (або коли вона близька до нуля) в крайніх точках різальної кромки кути атаки відрізняються максимум на кілька градусів. Максимальна різниця $\Delta\chi_{\max} \cong 5.7^\circ$ спостерігається при $\varphi = 240^\circ$. Збільшення швидкості кругової подачі за абсолютним значенням мало впливає на максимальні і мінімальні значення кутів атаки за оберт свердла.

В цілому площа під кривою $\chi = f(\varphi)$ при від'ємному напрямку кругової подачі зменшується з ростом величини кругової подачі, що разом з мало змінними екстремумами свідчить про зменшення кутів атаки в цілому за оберт свердла.

Збільшення модуля додатної швидкості кругової подачі навпаки приводить до незначного зменшення максимальних значень кутів атаки ($\Delta\chi = 0.8^\circ$) і збільшення мінімальних ($\Delta\chi = 4.0^\circ$) значень кутів атаки. В основному збільшення швидкості кругової подачі приводить до зсуву кривих по осі абсцис.

Розподіл кутів атаки по довжині різальної кромки є близьким до лінійного. Тільки при деяких кутових положеннях залежності $\chi = f(R_x)$ є помітно нелінійними. За відсутності кругової подачі і її невеликих значеннях ($\omega_s/\omega_{s0} = \pm 0.1$) відстань між залежностями $\chi_{\varphi=0} = f(R_x)$ складає не більше двох градусів.

При додатному напрямку кругової подачі кутові коефіцієнти лінеаризованої залежності $\chi_{\varphi=180} = f(R_x)$ значно більші, ніж при від'ємному.

Зазначені закономірності справедливі і для задньої поверхні вздовж поперечної кромки. Через значно менші розміри поперечної кромки залежності $\chi = f(\varphi)$ розташовуються ближче одна до одної і значення кутів атаки мало залежать від швидкості кругової подачі.

Але розподіл кутів атаки вздовж поперечної кромки більш нерівномірний, ніж вздовж різальної кромки (рис. 4). Про це свідчить значення кутового коефіцієнта лінеаризованої залежності $\chi_{\varphi=0} = f(R_x)$, який дорівнює $\chi = -2.59^\circ$ проти $\chi = -0.11^\circ$ для різальної кромки.

За наявності додатного кута азимутального повороту свердла кути атаки на задній поверхні вздовж різальної кромки зменшуються (рис. 5).

З усього діапазону кутів азимутального повороту ($\alpha = 0 \div 360^\circ$) практичний інтерес може становити два діапазони $\alpha = 0 \div 60^\circ$ та $\alpha = 0 \div -60^\circ$ (рис. 6). В цих діапазонах задня поверхня знаходиться в основному в "активній" зоні. В діапазоні кутів $\alpha = 60 \div 300^\circ$

обробку проводити недоцільно.

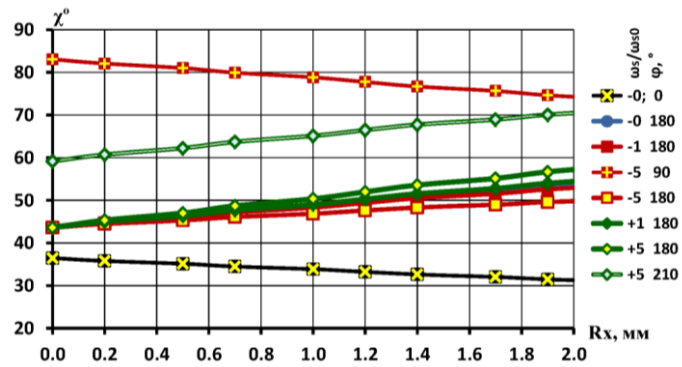


Рис. 4 – Розподіл кутів атаки по довжині поперечної кромки на задній поверхні.

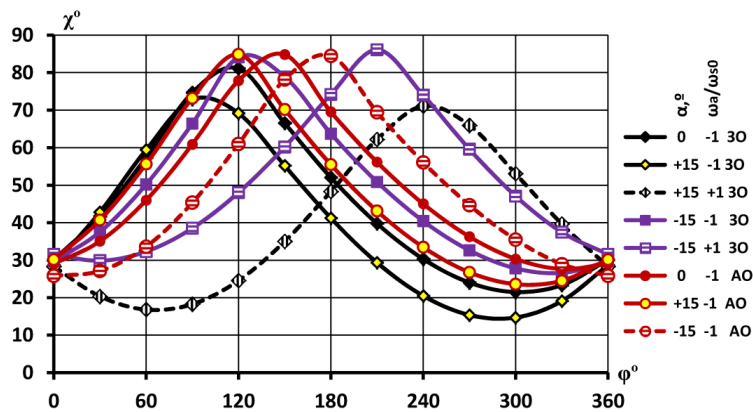


Рис. 5 – Кути атаки на задній поверхні в периферійній точці різальної кромки за оберт свердла ($\alpha = +15^\circ$; 30 – $T_X = -45 \text{ мм}$; АО – $T_X = -10 \text{ мм}$).

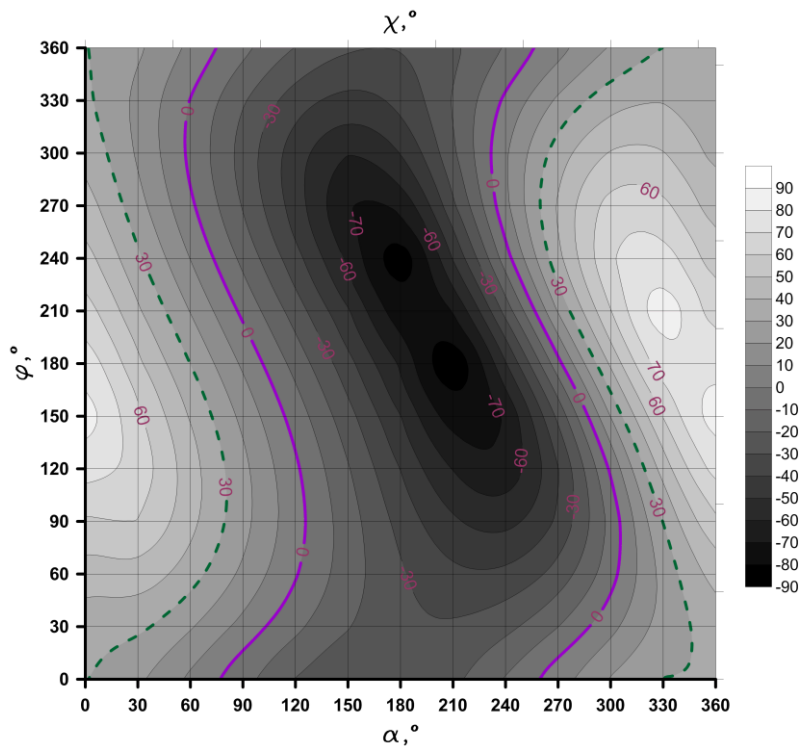


Рис. 6 – Кути атаки на задній поверхні в периферійній точці різальної кромки від азимутального кута повороту за оберт свердла при наявності азимутальної подачі ($\omega_s/\omega_{s0} = +3$; АО – $T_X = -10 \text{ мм}$).

Мала залежність кутів атаки від швидкостей кругової та азимутальної подачі пояснюється геометрією задньої поверхні та її положенням в кільцевій ванні під час обробки. При більшості кутових положень свердла φ , площина, в якій лежать вектори \vec{V}_a і \vec{V}_p (рис. 7), і до якої примикають вектори \vec{V}_S і $\vec{V}_{\Sigma p}$, близька до положення дотичної до задньої конічної поверхні. При зміні величин \vec{V}_S і \vec{V}_a кінець вектора $\vec{V}_{\Sigma p}$ переміщується між векторами \vec{V}_a і \vec{V}_p і незначно відхиляється від дотичної площини.

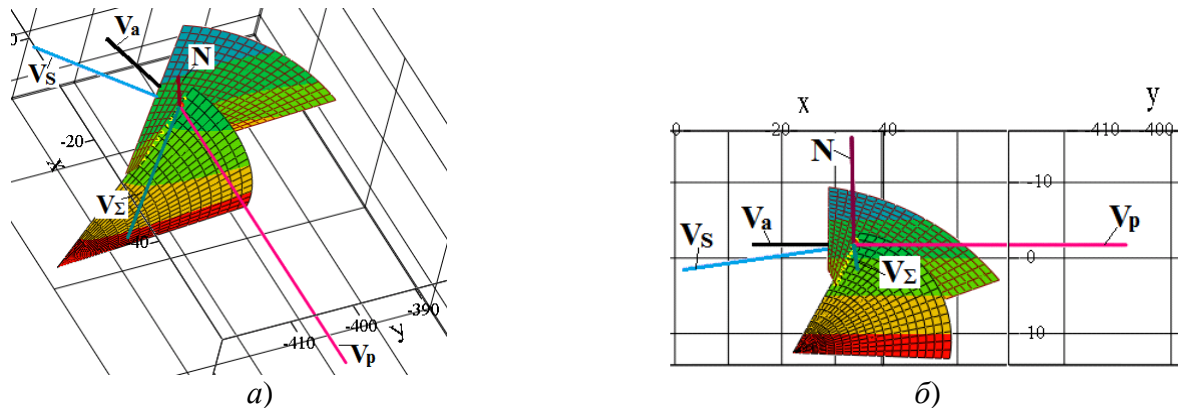


Рис. 7 – Швидкості різання на задній поверхні свердла в периферійній точці різальної кромки при азимутальній обробці ($R_x = 10 \text{ мм}$; $\alpha = 0^\circ$; $\varphi = 0^\circ$; $\omega_s / \omega_{s0} = -5$; $\omega_a / \omega_{a0} = +5$; N – нормаль до конічної поверхні в периферійній точці):
 а) ізометричний вид; б) вид паралельно площині $X_5O_5Y_5$.

При деяких кутових положеннях свердла (наприклад, при $\varphi = 180^\circ$), площина, в якій лежать вектори \vec{V}_a і \vec{V}_p і до якої примикають вектори \vec{V}_S і $\vec{V}_{\Sigma p}$, близька до перпендикулярного положення до задньої конічної поверхні. Тому при зміні величин \vec{V}_S і \vec{V}_a кут атаки відчутно змінюється.

Обробка задньої поверхні характеризується високим ступенем рівномірності розподілу значень показників кінематичної ефективності [6, 7] по довжині різальної та поперечної кромки, як при відсутності так і при наявності кругової подачі. Підтвердженням раніше зробленого висновку про незначний вплив швидкості кругової подачі на кути атаки на задній поверхні є наведені на рис. 8 залежності. Навіть п'ятикратна зміна швидкості незначно впливає на інтегральні показники кінематичної ефективності – їх рівномірність розподілу змінюється дуже мало.

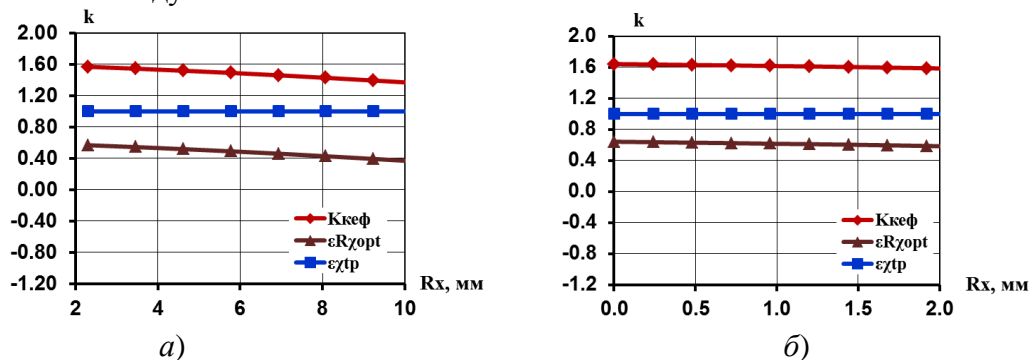


Рис. 8 – Розподіл значень показників кінематичної ефективності на задній поверхні ($\omega_s / \omega_{s0} = -5$; $\alpha = 0^\circ$):

а) вздовж різальної кромки; б) вздовж поперечної кромки.

Як встановлено раніше, кут азимутального повороту має значний вплив на кути атаки та швидкості різання. Показники кінематичної ефективності теж зазнають значних змін при зміні кута азимутального повороту. Наприклад, при MAO задньої поверхні зі швидкістю кругової подачі $\omega_S/\omega_{S0} = -3$ розподіл кутів атаки має вигляд, представлений на рис. 9 а. При цьому залежність $k_{кеф} = f(\alpha)$ для діапазону кутів $\alpha=0\div90^\circ$ представлена на рис. 9 б.

Крива залежності $k_{кеф} = f(\alpha)$ перетинає ординату $k_{кеф} = 1$ при значенні кута азимутального повороту $\alpha=48^\circ$. При цьому значенні кута азимутального повороту показники кінематичної ефективності мають значення, близькі до оптимальних (рис. 10). Максимальна різниця складає 0.02.

Висновки

При кутах азимутального повороту $\alpha=-30\div0^\circ$ має місце зсув значень кутів атаки без помітної їх зміни значень. При цьому додатні кути азимутального повороту приводять до змін кутів атаки на 10÷25%.

Обробка задньої поверхні характеризується високим ступенем рівномірності розподілу значень показників кінематичної ефективності по довжині різальної та поперечної кромки, як при відсутності так і при наявності кругової подачі. Максимальний розкид значень інтегрального критерію при швидкості кругової подачі $\omega_S/\omega_{S0} = -5$ складає всього 0.2. Значення інтегрального критерію при цьому досягають значень $k_{кеф} = 1.6\div1.8$. Зазначений режим обробки сприятливий для зміцнення задньої поверхні.

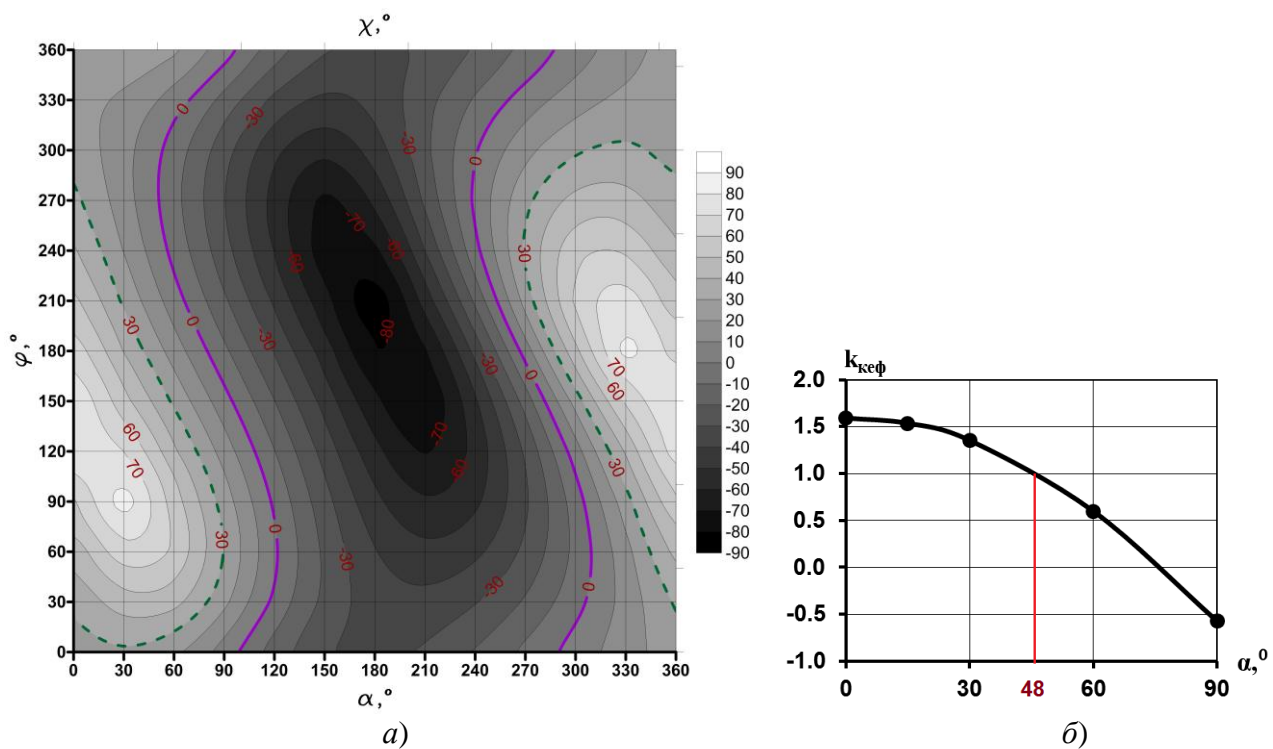


Рис. 9 – Залежності кутів атаки на задній поверхні в периферійній точці різальної кромки від азимутального кута повороту за оберт свердла та відповідні їм критерії кінематичної ефективності (АО - $T_X = -10$ мм; $\omega_S/\omega_{S0} = -3$; $\omega_a = 0$):
а) кути атаки; б) критерії.

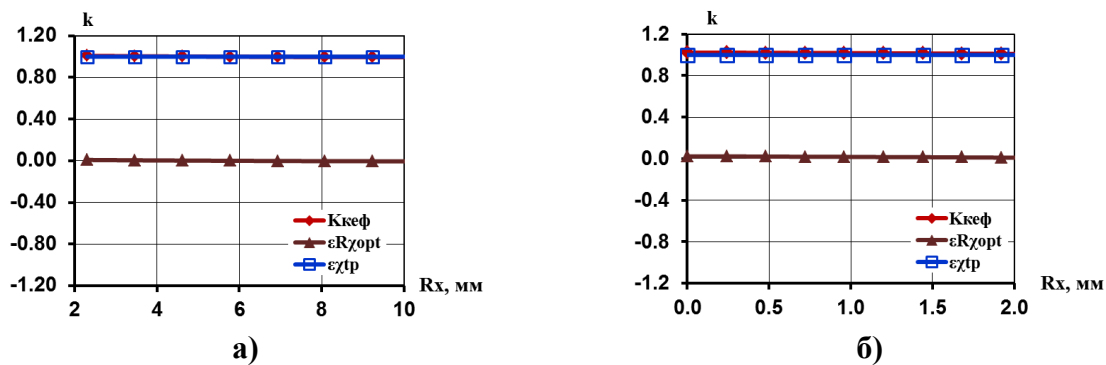


Рис. 10 – Розподіл значень показників кінематичної ефективності на задній поверхні ($\alpha=48^\circ$; $\omega_S/\omega_{S0} = -3$):

а) вздовж різальної кромки; б) вздовж поперечної кромки

Використання азимутальної подачі при МАО задніх поверхонь свердел є недоцільним: за повний азимутальний оберт ($\alpha=0\div360^\circ$) тільки в двох діапазонах $\alpha=0\div60^\circ$ та $\alpha=300\div360^\circ$ задня поверхня знаходиться в "активній" зоні.

Використання азимутального повороту свердла при МАО задньої поверхні дозволяє змінювати значення інтегрального критерію кінематичної ефективності в досить широких межах без зменшення рівномірності його розподілу вздовж різальної та поперечної кромки: при зміні кута азимутального повороту в діапазоні $\alpha=0\div90^\circ$ $k_{кеф} = 1.6 \div -0.6$. При $\alpha=48^\circ$ значення критерію $k_{кеф} = 1.0$, що відповідає його оптимальному значенню.

Література: 1. Гейчук В.М. Роторні верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": кінематика обробки спіральних свердел//Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені М.Остроградського. – Кременчук, № 2(49), ч. 2. 2008. С. 45-50. 2. Гейчук В.М. Роторні верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": аналіз кінематики обробки спіральних свердел//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наукових праць ЖДТУ. - Житомир.:ЖДТУ. - 2009. - Вип.6. - С.82-98. 3. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты. Учебник для вузов. – 3-е изд., перераб. и доп. К.: Вища шк., Головное изд-во, 1986. - 455 с., ил. 4. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла. К., Изд-во "Техніка", 1971. 136 с. ил. 5. Драгилев А.В. Нахождение периодических решений для обыкновенных дифференциальных уравнений на ЭВМ//Ин-т кибернет. АН УССР. Препринт, 1980, № 10. 6. Гейчук В.М. Кінематика магнітно-абразивної обробки багатогранних непереточуваних твердосплавних пластин в магнітній системі типу "кільцева ванна"/В.М. Гейчук, В.С. Майборода//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ. - Житомир.:ЖДТУ. - 2010. - вип.8. - С.41-76. 7. Гейчук В.М. Верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": кінематика обробки дрібномодульних зубчастих коліс/В.М. Гейчук, В.С. Майборода, А.Ю. Гаврушкевич, О.О. Шамшур//Вісник Кременчуцького державного університету імені М.Остроградського, № 2(54), ч. 1. – стор. 48-53. – Кременчук: в-во КДПУ. – 2010.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф., ДДМА

РОТОРНІ ВЕРСТАТИ ДЛЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ НА БАЗІ МАГНІТНОЇ СИСТЕМИ ТИПУ "КІЛЬЦЕВА ВАННА": КІНЕМАТИКА ОБРОБКИ ЗАДНЬОЇ ПОВЕРХНІ СПІРАЛЬНИХ СВЕРДЕЛ.

Гейчук В.М.

Виконано дослідження процесу кінематики магнітно-абразивної обробки в кільцевій ванні задньої поверхні спірального свердла, заточеного по конусу. Встановлено, що обробка задньої поверхні характеризується високим ступенем рівномірності розподілу значень показників кінематичної ефективності по довжині різальної та поперечної кромок, як при відсутності так і при наявності кругової подачі; використання азимутальної подачі при обробці задніх поверхонь свердел є недоцільним; використання азимутального повороту свердла при обробці задньої поверхні дозволяє змінювати значення інтегрального критерію кінематичної ефективності в досить широких межах без зменшення рівномірності його розподілу вздовж різальної та поперечної кромок.

РОТОРНЫЕ СТАНКИ ДЛЯ МАГНИТНО АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ НА БАЗЕ МАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ ТИПА "КОЛЬЦЕВАЯ ВАННА": КИНЕМАТИКА ОБРАБОТКИ ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ.

Гейчук В.М.

Выполнено исследование процесса кинематики магнитно-абразивной обработки в кольцевой ванне задней поверхности спирального сверла, заточенного по конусу. Установлено, что обработка задней поверхности характеризуется высокой степенью равномерности распределения значений показателей кинематической эффективности по длине режущей и поперечной кромок как при отсутствии так и при наличии круговой подачи; использование азимутной подачи при обработке задних поверхностей сверл является нецелесообразным; использование азимутного поворота сверла при обработке задней поверхности позволяет изменять значение интегрального критерия кинематической эффективности в достаточно широких пределах без уменьшения равномерности его распределения вдоль режущей и поперечной кромок.

ROTOR MACHINE-TOOLS FOR MAGNETICALLY ABRASIVE TREATMENT ON BASE OF MAGNETIC SYSTEM OF TYPE "CIRCULAR BATH": KINEMATICS OF TREATMENT OF BACK SURFACE OF SPIRAL DRILLS.

Geychuk V.M.

Research of process of kinematics of magnetic-abrasive treatment is executed in circular bath of back surface of spiral drill, sharpened on a cone. It is set that treatment of back surface is characterized the high degree of equitability values of indexes of kinematics efficiency on length of cutting and transversal edges both in default of and at presence of circular serve; using of azimuth serve for treatment of back surfaces of drills is inadvisable; research of process of kinematics of magnetic-abrasive treatment is executed in circular bath of back surface of spiral drill, sharpened on a cone. using of azimuth turn of drill for treatment of back surface allows to change the value of integral criterion of kinematics efficiency in wide enough limits without diminishing of evenness of his distributing along cutting and transversal edges.

Ключевые слова: магнітно-абразивна обробка, режущий інструмент, режущая кромка, угол,

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, різальний інструмент, різальна кромка, кут,

Key words: magnetic-abrasive treatment toolpiece, cutting edge, corner,

Азарова Н.В., Сидоров В.А., Цокур В.П.
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАДИАЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА, СОПРОВОЖДАЮЩИХ ПРОЦЕСС ОБРАБОТКИ

Введение

Возникновение неблагоприятных вибраций, стихийно появляющихся при механической обработке, ведет к снижению качества поверхности, точности обработки и стойкости инструмента. Учитывая высокие требования к точности поверхностей, получаемых шлифованием, проблема колебаний становится особенно важной при обработке на шлифовальных станках [1].

При шлифовании преобладают, главным образом, вынужденные колебания, вызванные рядом имеющихся в станке или вне его источников вибрации [2]. В связи с этим большое внимание уделяется анализу вынужденных колебаний при шлифовании и их связи со степенью устойчивости динамической системы станка.

Одним из мощных источников вынужденных колебаний является неуравновешенность вращающихся элементов системы «станок – приспособление – инструмент – деталь» (дисбаланс шлифовального круга, роторов электродвигателей, шпинделей, центров, элементов передач, неуравновешенность вращающихся заготовок) [3]. Неуравновешенная масса создает гармонические колебания [5]. Шлифование характеризуется большими скоростями вращения шлифовальных кругов, в результате чего даже незначительный дисбаланс порождает значительные периодические силы, приводящие к возникновению вибраций шлифовального круга [4]. Статистическая и динамическая балансировка круга позволяет снизить параметры колебаний рабочей поверхности круга, но устранить их не представляется возможным, так как природа возникновения колебаний при шлифовании кроится в самом процессе. В этом случае необходима разработка средств снижения интенсивности вибраций, а также учет их влияния на выходные показатели процесса, в частности, на параметры шероховатости.

Неуравновешенность кругов возникает при изготовлении, хранении и эксплуатации (погрешности установки круга на станке, неравномерный износ кругов и насыщение шламом, смещение центра тяжести после правки шлифовального круга и т.п.). Допускаемая неуравновешенность шлифовального круга уменьшается с уменьшением жесткости шлифовального станка, в частности шпиндельного узла. Доля погрешности, вносимой неуравновешенностью круга и шпиндельного узла при шлифовании, может достигать 70 % общей погрешности обработки.

Специфической особенностью шлифовальных станков является применение инструмента, правка которого происходит на том же станке, на котором он, в свою очередь, производит обработку. Круг после правки имеет волнистую поверхность. В процессе шлифования непрерывно растет амплитуда волнистости, которая является источником вынужденных колебаний для упругой системы. Увеличиваются амплитуда колебаний силы резания, износ и затупление рабочей поверхности круга (РПК), что снижает стойкость круга между правками и отрицательно воздействует на качество шлифуемой поверхности [6].

Действие возмущающих сил можно свести к минимуму рациональным выбором режимов резания [7]. Амплитуда вынужденных колебаний, вызванных неуравновешенностью вращающегося инструмента или детали, увеличивается при приближении к резонансу системы и уменьшается после его прохождения. Перспективно шлифование с циклически изменяемой во времени частотой вращения шлифовального круга. Циклическое изменение скорости круга вызывает периодическое снятие волн на периферии абразивного инструмента. При уменьшении скорости детали может уменьшиться амплитуда

вынужденных колебаний, увеличивается угол сдвига фаз между преобладающими группами колебаний. При плоском шлифовании амплитуда колебаний и сдвиг фаз колебаний шлифовального круга и шлифовальной бабки зависят от скорости стола. Увеличение подачи на врезание и глубины шлифования почти всегда сопровождается увеличением размаха вынужденных колебаний, вызванных неуравновешенностью шлифовального круга.

Из сказанного выше следует, что для снижения колебаний шлифовального круга достаточно уменьшить, насколько возможно, возмущающую периодическую силу, а при определении режимов обработки учитывать ее влияние на выходные показатели процесса шлифования.

Постановка цели и задачи

Целью работы является экспериментальное определение амплитуды и частоты радиальных колебаний шлифовального круга, что необходимо для расчета формы и размеров единичных срезов, а также параметров шероховатости обработанной поверхности.

Шлифовальный круг закрепляется на шпинделе станка при помощи переходных фланцев. Установка шлифовального круга на стандартные фланцы без дополнительной регулировки положения РПК в радиальном направлении приводит к возникновению неуравновешенной силы, величина которой в ряде случаев может быть довольно значительной [8], что потребует выполнения дополнительной балансировки фланцев со шлифовальным кругом в сборе.

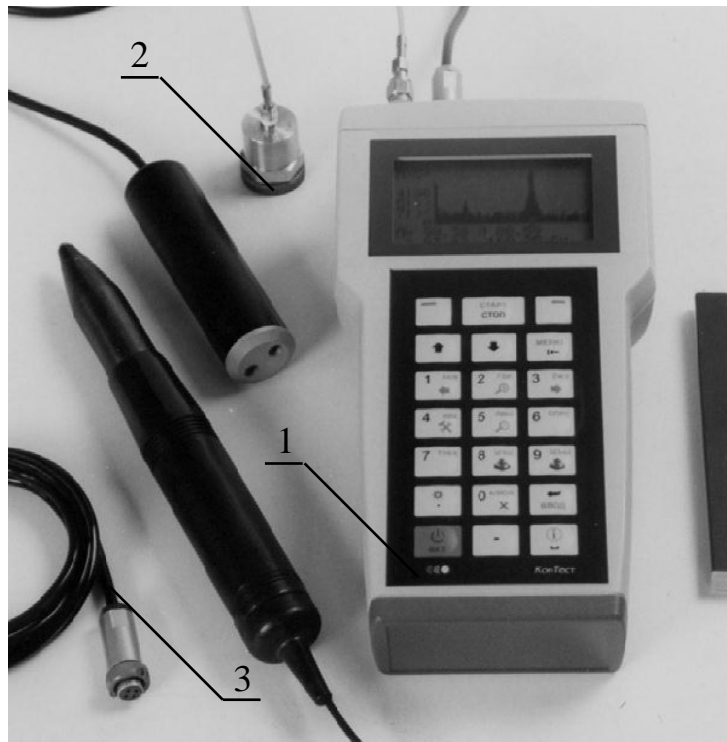
С целью уменьшения величины неуравновешенной силы, обусловленной погрешностью установки шлифовального круга на шпинделе станка при помощи фланцев, нами предложено устройство [9], которое позволяет установить РПК с минимальной величиной радиального биения независимо от величины зазора между посадочными поверхностями круга и фланцев. Выполненные нами расчеты неуравновешенных сил, обусловленных погрешностью установки круга на фланцы [8], показывают, что закрепление шлифовального круга на фланцах при помощи предложенного устройства обеспечивает уменьшение неуравновешенной силы в 4 раза, в связи с чем дополнительная балансировка круга с фланцами не понадобится.

Основная часть

Для проведения экспериментов использовали плоскошлифовальный станок модели 3Д711АФ11 и шлифовальный круг 1А1 250×76×15×5 из синтетических алмазов следующих характеристик АС6 160/125-4-М2-01 [10].

Регистрацию колебаний осуществляли с помощью анализатора спектра вибрации модели 795М (рис. 1). Определяли частоту и амплитуду радиальных колебаний шпиндельной бабки и шлифовального круга (рис. 2, а, б). Данные измерений записывали в энергонезависимую память с последующей передачей их в базу данных на персональный компьютер для анализа.

При определении динамических характеристик шпиндельного узла датчик 1 анализатора спектра вибрации 2 устанавливали снизу корпуса шпиндельной бабки 3 на магните (см. рис. 2, а). Колебания шлифовального круга оценивали колебаниями оси шпинделя (см. рис. 2, б). При исследовании колебаний оси шпинделя на шпиндель устанавливали удлинитель 4 в виде оси, на удлинитель надевали втулку 5, в которой удлинитель мог осуществлять вращательные и колебательные движения. На втулку 5 с помощью штифта 6 крепили датчик 1 анализатора спектра вибрации 2. На втулке 5 с обратной стороны штифта 6 был установлен стержень 7, который, контактируя с пальцем 8, закрепленным на кожухе 9 шлифовального круга 10, предотвращал поворот втулки. В процессе шлифования колебания оси шлифовального круга передавались на втулку 5 и регистрировались датчиком 1.



1 – аналізатор спектра вібрації;
2 – акселерометр;
3 – кабель інтерфейсний RS –232С

Рис. 1 – Общий вид анализатора спектра вибрации модели 795М

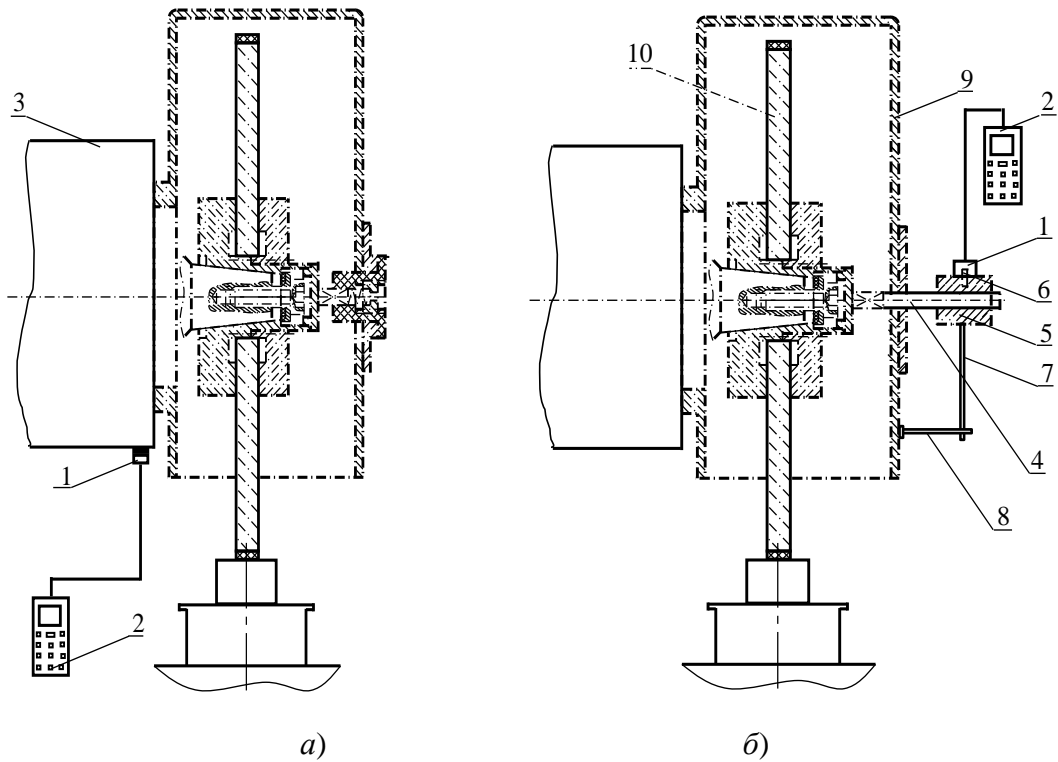


Рис. 2 – Схема установки датчика анализатора спектра вибрации при измерении параметров колебаний:

а) шпиндельной бабки; б) шпинделя шлифовального круга

Произведенные нами измерения показали, что вынужденные колебания, вызванные неуравновешенностью шлифовального круга при установке его на стандартные фланцы, имеют составляющую с частотой 37 Гц, что соответствует частоте вращения шпинделя 2230 об/мин. Наиболее интенсивна первая гармоника, амплитуда которой на холостом ходу составляет 2,07 мкм, а при шлифовании несколько больше 2,36 мкм (рис. 3). Амплитуды высших гармоник значительно меньше основной. Так, на холостом ходу амплитуда второй гармоники 0,79 мкм, остальные гармоники имеют амплитуды, не превышающие 0,5 мкм. При шлифовании амплитуда второй гармоники 0,81 мкм, третьей – 0,51 мкм, пятой – 0,57 мкм, шестой – 0,56 мкм, остальные гармоники имеют амплитуды, не превышающие 0,5 мкм. Сравнительно небольшое увеличение амплитуд колебаний с частотами, кратными частоте вращения шпинделя, при шлифовании по сравнению с теми же колебаниями на холостом ходу свидетельствует о достаточно высоком коэффициенте устойчивости системы при используемых на практике режимах шлифования и правки кругов. Закрепление шлифовального круга на фланцах при помощи предложенного нами устройства приводит к значительному снижению амплитуды радиальных колебаний шлифовального круга, обусловленных установкой круга на фланцы. Так, амплитуда первой гармоники не превышает 0,9 мкм. Колебания с более высокой частотой имеют низкие амплитуды (менее 0,5 мкм).

Составляющая колебаний шпиндельной бабки с частотой 37 Гц, измеренная на холостом ходу при хорошо отбалансированном круге имеет амплитуду 0,24 мкм, амплитуды высших гармоник не превышают 0,02 мкм. Смещение оси шлифовального круга на 100 мкм приводит к увеличению амплитуды основной гармоники до 0,79 мкм (в 3,3 раза).

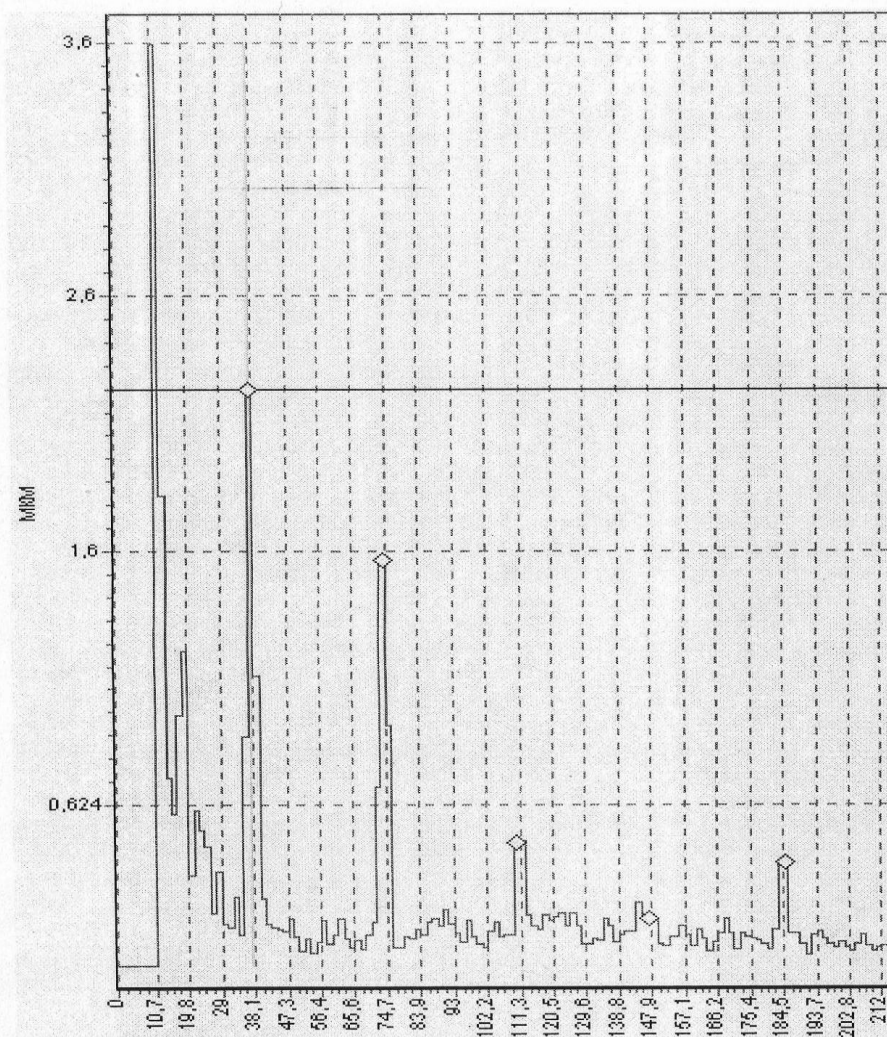


Рис. 3 – Фрагмент записи вибраций шпинделя шлифовального круга

Выводы

Таким образом, вибрация неуравновешенного круга проявляется в виде синусоидальных колебаний с частотой вращения круга (частотой вращения шпинделя шлифовального круга). В спектре колебаний при этом присутствует значительный пик на частоте вращения. Так как дисбаланс приводит к увеличению нагрузок, в большей степени проявляются и другие пики на частотах, кратных частоте вращения (гармониках).

Закрепление шлифовального круга на фланцах при помощи предложенного устройства приводит к значительному снижению амплитуды радиальных колебаний шлифовального круга, обусловленных установкой круга на фланцы.

Процесс плоского врезного алмазного шлифования на плоскошлифовальном станке модели 3Д711АФ11 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 (скорость круга 30 м/с, скорость стола 6 м/мин, глубина шлифования 0,015 мм) сопровождается радиальными колебаниями круга с частотой 37 Гц и амплитудой 0,9 мкм. Колебания с более высокой частотой в силу низкой амплитуды (менее 0,5 мкм), значительно меньшей параметров шероховатости обработанной поверхности, при выполнении расчетов можно не учитывать.

Литература: 1. Гузенко В.С. Общие вопросы исследования колебаний элементов металлорежущего станка / В.С. Гузенко, Г.Г. Коткин, С.Л. Миранцов // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск: ДГМА, 1999. – Вып. 9. – С. 159-164. 2. Азаров В.А. Исследование колебаний холостого хода шлифовальных бабок / В.А. Азаров, Анвар Абдох Али Мохсен // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: збірник наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – №. 11. – С. 88-92. 3. Струтинський В.Б. Анализ виброакустических характеристик станков на основе нелинейной математической модели спектров виброускорений / В.Б. Струтинський, А.В. Шевченко, А.В. Даниленко, Джаалук Али // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: междунар. сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – Вып. 8. – С. 206-209. 4. Физико-механическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. В 10 т. Т. 6. Качество обработки деталей машин / Под общ. ред. Ф.В. Новикова, А.В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с. 5. Техническая диагностика механического оборудования / [Сидоров В.А., Кравченко В.М., Седуш В.Я. и др.] – Донецк: Новый мир, 2003. – 125 с. 6. Sarbu I. Analysis of waviness to grinding / I. Sarbu, O.V. Pruteanu, Dr. Paraschiv // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: междунар. сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2002. – Вып. 21. – С. 277-281. 7. Васильев В.С. Псевдогармонические колебания при резании / В.С.Васильев, С.В. Васильев // СТИН. – 2004. – № 1. – С. 23-25. 8. Матюха П.Г. Вплив похибки закріплення шліфувального круга на шпинделі верстата на непродуктивні витрати алмазу та неврівноваженість круга / П.Г. Матюха, Н.В. Азарова, А.О. Благодарний // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ». – 2010. – Вип. 7 (166). – С. 91-99. 9. Пат. 61436 А Україна, МПК 7 В24В45/00. Пристрій для закріплення алмазного круга / П.Г. Матюха, Н.В. Азарова, В.В. Полтавець; заявник і патентовласник Донецький національний технічний університет. – № 2003021007; заявл. 05.02.2003; опубл. 17.11.2003, Бюл. № 11. 10. Азарова Н.В. Обеспечение параметров шероховатости шлифованной поверхности с учетом радиальных колебаний шлифовального круга: дис... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 / Азарова Наталья Викторовна – Донецк, 2010. – 234 с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, к.т.н., проф., ДГМА

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РАДИАЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ
ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА, СОПРОВОЖДАЮЩИХ ПРОЦЕСС ОБРАБОТКИ

Азарова Н.В., Сидоров В.А., Цокур В.П.

В статье рассмотрен разработанный метод измерения параметров радиальных колебаний шпинделя шлифовального станка и его осевой линии. Частота и амплитуда радиальных колебаний шлифовального круга определялась экспериментально.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ РАДІАЛЬНИХ КОЛИВАНЬ
ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА, ЩО СУПРОВОДЖУЮТЬ ПРОЦЕС ОБРОБКИ

Азарова Н.В., Сидоров В.А., Цокур В.П.

У статті розглянуто розроблений метод вимірювання параметрів радіальних коливань шпинделя шліфувального верстата і його осьової лінії. Частота і амплітуда радіальних коливань шліфувального круга визначалася експериментально.

DETERMINATION OF PARAMETERS OF RADIAL OSCILLATIONS
OF THE GRINDING WHEEL, WHICH ACCOMPANYING THE PROCESSING

Azarova N.V., Sidorov V.A., Tsokyr V.P.

The method of measurement of parameters of radial oscillations of the spindle carrier and the center line of spindle is developed. The frequency and amplitude of radial oscillations of the grinding wheel are determined by experiment.

Ключевые слова: радиальные колебания, шлифовальный круг, процесс обработки

Ключові слова: радіальні коливання, шліфувальний круг, процес обробки

Key words: radial oscillations, grinding wheel, the processing

УДК 621.9

Пономаренко О.В., Кучеренко Н.С.

ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ РОБОТИ ГІДРОСТАТИЧНИХ ШПИНДЕЛЬНИХ ОПОР З АДАПТИВНОЮ СИСТЕМОЮ ЖИВЛЕННЯ

Вступ

Верстати повинні забезпечувати необхідну траєкторію взаємного переміщення оброблюваної заготовки й інструмента. Однак внаслідок елементарних погрешностей реальна траєкторія відрізняється від необхідної. У деяких випадках (при розгляді відхилень форми, розташування поверхонь деталей) погрешності верстата є домінуючими. Необхідно зменшити погрешності верстата до величин, які в 3-5 разів менше в порівнянні з найменшими припустимими погрешностями деталей, оброблюваних на цьому верстаті.

Необхідна точність верстатів обумовлена досконалістю їх конструкції, погрешностями, що виникають при виготовленні деталей і складанню верстата, і погрешностями, припустимими при налагодженні й регулюванні технологічної системи. Найбільшою мірою на точність обробки впливають погрешності верстата (включаючи кінематичну точність механізмів, погрешність позиціонування робочих органів верстата і т.д.). Крім цього, важливим є зменшення чутливості верстата до зовнішніх і внутрішніх впливів (силовим, тепловим і т.д.). У міру зношування початкова точність верстата змінюється. Тому слід здійснювати контроль, огляди, перевірку точності й періодичне регулювання вузлів верстата, що забезпечують тривале збереження необхідної точності.

Основна частина

В процесі експлуатації металорізального верстата головним є забезпечення умов, необхідних для отримання обробленої деталі з мінімальними похибками розмірів та форми. Такі відхилення виникають як результат зовнішнього впливу на динамічну систему верстата (силових, теплових, зміни умов обробки та ін.).

При розрахунках були прийняті такі спрощення: підшипники ковзання при впливі сил, що передаються від вала, можуть помітно деформуватися, тому в уточнених розрахунках вал іноді розглядають як стрижень, що лежить на пружній основі. Стосовно до підшипників шпинделів верстатів облік впливу пружних опор вала в підшипнику розглядався Д. М. Решетовим.

Моделювання роботи опори було зроблено для наступних умов: $D=175$ мм; $L=245$ мм; $A \times B=180 \times 90$ мм; a і $b=180 \times 20$ мм. В'язкість робочої рідини за даними довідкової літератури $\mu=0,28$ Н·с/м² прийнята при температурі на вході в систему 22°C. До граничних умов потрібно віднести постійний тиск в системі живлення опор та постійну швидкість обертання вала, в той час як вихідний тиск рівний атмосферному. За розробленою моделлю (рис. 1) проведені чисельні розрахунки для визначення тиску в карманах опори та її витратних характеристик. Результати моделювання температурного поля та ізоліній розподілу швидкостей мастильного матеріалу у вигляді епюр наведені на рис. 2.

Пружні деформації елементів технологічної системи, як і теплові деформації, можуть змінюватися в широких межах і залежать від значного числа факторів, тому їх дослідження доцільне проводити теоретичним шляхом для різних умов. Питання точності найбільш актуальне для чистової обробки, отже оцінку значення пружних деформацій слід проводити в умовах, відповідних до чистової обробки.

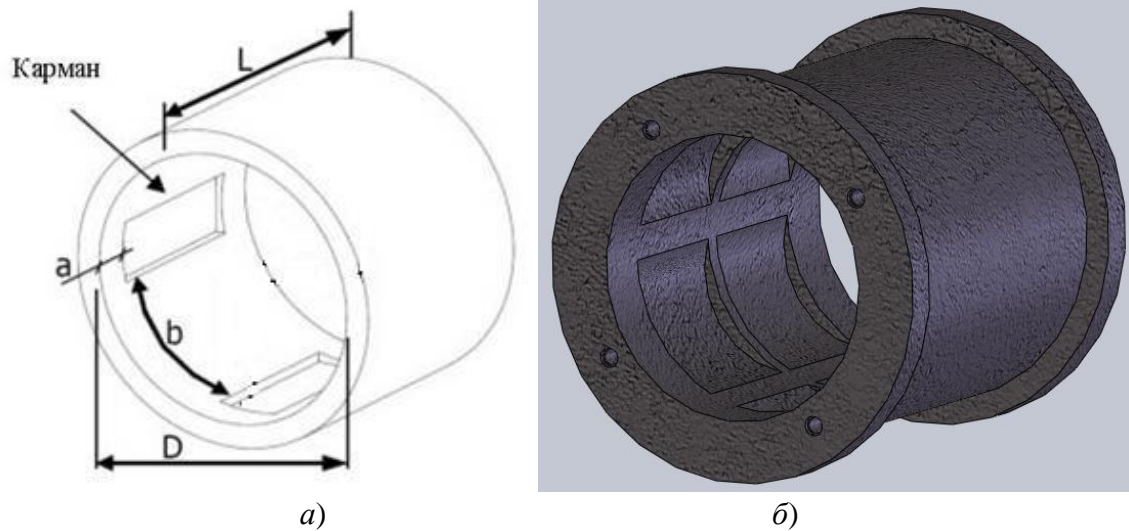


Рис. 1 – Досліджувана гідростатична опора:
 а) розрахункова схема; б) тривимірна модель гідростатичної опори

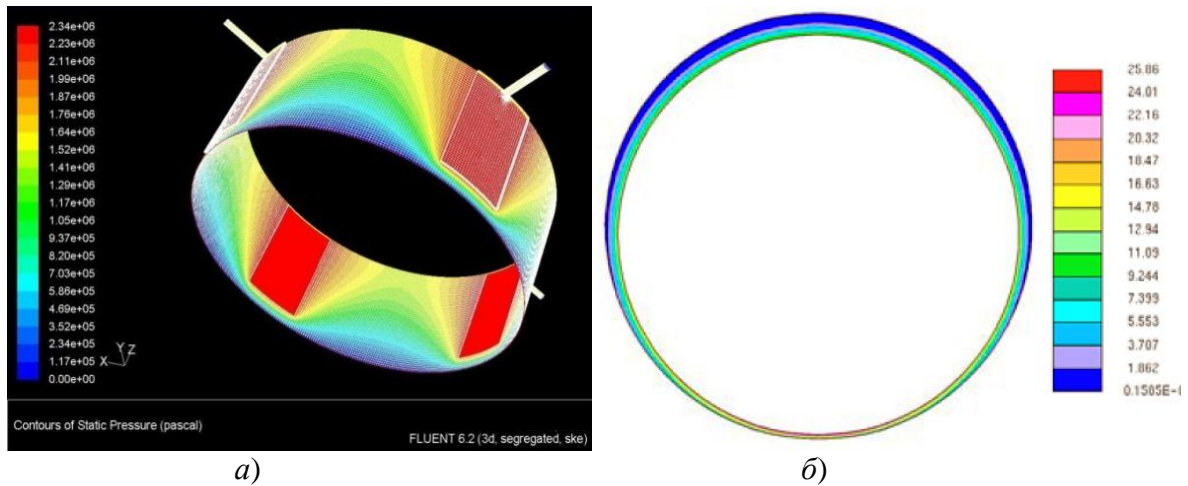


Рис. 2 – Результати розрахунку циліндричної гідростатичної опори:
 а) розподіл швидкостей мастильного матеріалу при проходженні через досліджувану область; б) ізолнії тиску в фрагменті гідростатичної опори

В зв'язку з тим, що в існуючих програмних пакетах немає спеціальних функцій для реалізації розробленого алгоритму, його було реалізовано в програмному середовищі Delphi 7.0 для визначення експлуатаційних характеристик опори з об'єктним представленням та обміном даними між пов'язаними задачами (наприклад, ANSYS Multiphysics 10.0 було використано для розрахунку теплових та пружних деформацій шпиндельного вузла).

Критеріями працездатності опор ковзання є максимально допустима температура у робочій зоні підшипника і мінімальна товщина мастильної плівки.

Згідно з розрахунками різних типів підшипників, вочевидь, що найкращі експлуатаційні характеристики мають гідростатичні опори з різного виду регуляторами тиску.

Необхідно розробити систему живлення з регуляторами, що мають зворотні зв'язки за результатами вимірів дійсного положення шпинделя або оброблюваної деталі. За класифікацією, це відповідає системі адаптивного керування за сигналами зовнішніх впливів. Згідно з наведеними умовами була розроблена структурна схема системи керування експлуатаційними характеристиками гідростатичних шпиндельних опор під дією силових та температурних факторів (рис. 3).

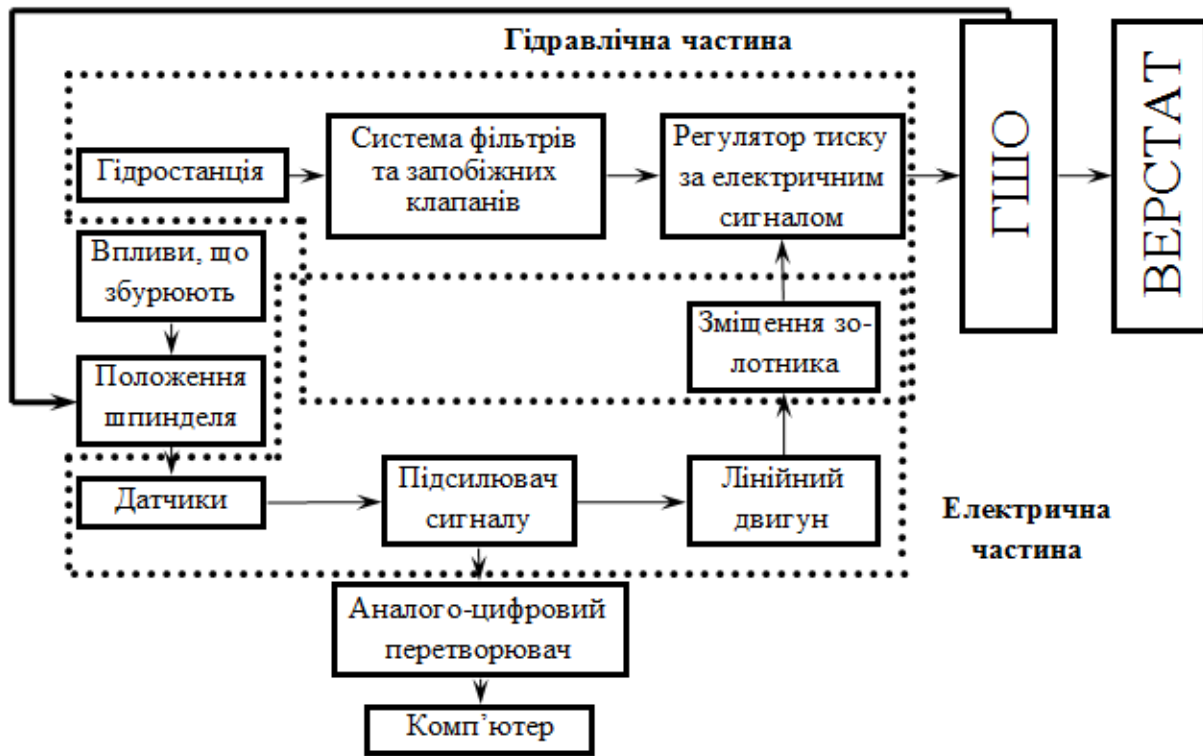


Рис. 3 – Структурна схема системи керування експлуатаційними характеристиками гідростатичних шпиндельних опор (ГШО) для компенсації силових та температурних факторів

На структурній схемі система розподілена на дві частини: електричну та гідралічну. Електрична частина складається з вимірювальної, до якої входять датчики і підсилювач сигналу та керуючої, яка містить лінійний двигун, що відповідає за зміщення золотника регулятора тиску в кармані опори. До складу гідралічної частини входять гідростанція з системою фільтрів та запобіжних клапанів, регулятор тиску мастильного матеріалу, передня гідростатична опора. Золотник, який є складовою частиною регулятора тиску віднесено до обох частин системи, тому що його положення є параметром, що керується.

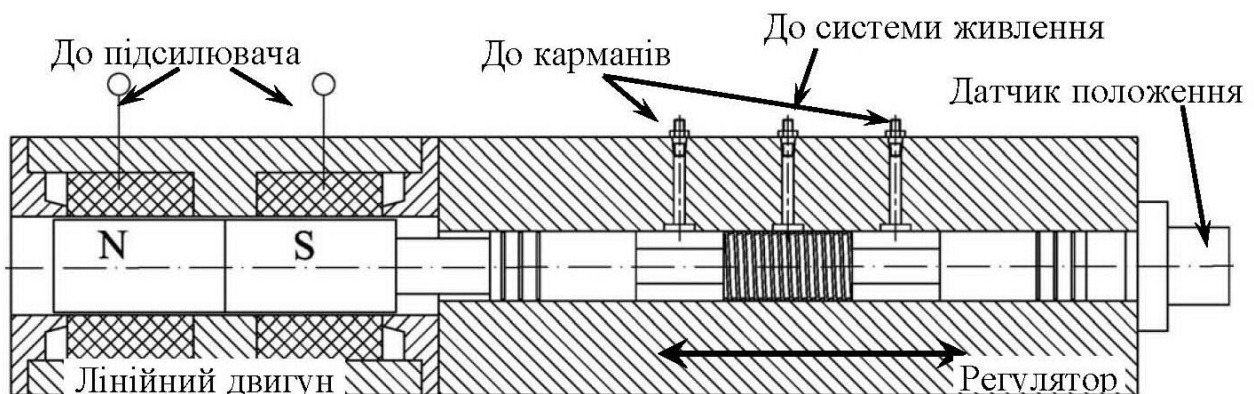


Рис. 4 – Конструктивна схема регулятора тиску з лінійним двигуном

Згідно з методикою експериментальних досліджень як датчики зворотного зв'язку обираємо індуктивні датчики положення.

Працездатність такої системи керування підтверджена теоретичними дослідженнями в пакеті Matlab Simulink, а також експериментальними дослідженнями.

Висновки

В результаті проведених досліджень виявлено, що у якості адаптивного елемента, здатного впливати на точність технологічної системи, і, в остаточному підсумку, на точність обробки, доцільно вибрати шар робочої рідини і варіювати або тиск у шарі, або видаткові характеристики системи живлення. Змінюючи тиск у карманах гідростатичного підшипника шляхом використання регуляторів витрати робочої рідини можна добитися вирівнювання шпинделя щодо центрального положення.

Література: 1. Струтинський В. Б. Математичне моделювання процесів та систем механіки / В. Б. Струтинський. – Житомир : ЖІТІ, 2001. – 612 с. 2. Усов А. В. Математичне моделювання технічних систем / А. В. Усов, Л. І. Плотнікова, В. О. Вайсмон. – К. : Техніка, 1995 – 328 с. 3. Шатохин С. Н. Минимизация тепловых деформаций планшайбы с гидростатическими направляющими / Л. П. Шатохина, В. Г. Демин, Я. Ю. Пикалов // Станки и инструмент. – 2006. – №7. – С. 26.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ РОБОТИ ГІДРОСТАТИЧНИХ ШПИНДЕЛЬНИХ ОПОР З АДАПТИВНОЮ СИСТЕМОЮ ЖИВЛЕННЯ

Пономаренко О.В., Кучеренко Н.С.

Рассмотрены вопросы обеспечения условий, необходимых для получения обработанной детали с минимальными погрешностями размеров и формы при обработке на тяжелых станках. Проведено имитационное моделирование работы шпиндельных гидростатических подшипников. Разработана конструкция регулятора расхода рабочей жидкости.

ДОСЛІДЖЕННЯ РОБОТИ ГІДРОСТАТИЧНИХ ШПИНДЕЛЬНИХ ОПОР З АДАПТИВНОЮ СИСТЕМОЮ ЖИВЛЕННЯ

Пономаренко О.В., Кучеренко Н.С.

Розглянуті питання забезпечення умов, необхідних для отримання обробленої деталі з мінімальними похибками розмірів та форми при обробці на важких верстатах. Проведено імітаційне моделювання роботи шпиндельних гідростатичних підшипників. Розроблено конструкцію регулятора витрати робочої рідини.

INVESTIGATION OF HYDROSTATIC SPINDLE RELIANCE WITH ADAPTIVE POWER SYSTEM

Ponomarenko O., Kucherenko N.

The problems of ensuring necessary conditions for the processed details with a minimum error size and shape of the processing on heavy machines are researched. The simulation of hydrostatic spindle bearings is made. The design of the flow control fluid is conducted.

Ключевые слова: регулятор, гидростатический подшипник, точность, адаптивная система питания, исследование.

Ключові слова: регулятор, гідростатичний підшипник, точність, адаптивна система живлення, дослідження.

Keywords: regulator, hydrostatic bearing, precision, adaptive feed system, investigation.

РОЗДІЛ 3 ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.9

Петраков Ю.В., Клавак А.М.
НТУУ “КПІ”, м. Київ, Україна
yp-86@yandex.ru

УПРАВЛІННЯ ФРЕЗЕРУВАННЯМ БАГАТОГРАННИКІВ НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ З ЧПУ

Сучасні токарні верстати з ЧПК мають широкі технологічні можливості з обробки деталей складної форми - виконують операції точіння, позацентрового свердління, фрезерування тощо. Для виконання таких переходів, в рамках однієї операції, фірми-виробники верстатів з ЧПК пропонують різні цикли для програм реалізації таких переходів [1,2]. Проте, в жодному з таких циклів не передбачена можливість управління процесом різання, який вочевидь є нестационарним, що на практиці призводить до браку, або примушує суттєво знижувати інтенсивність виконання операції. В сучасних умовах високотехнологічної підготовки виробництва, підготовка управляючих програм (УП) безпосередньо на стійках верстатів є неприйнятною, а в деяких випадках цей процес неможливий, при формуванні фасонних та складно-профільних поверхонь, тому процес технологічної підготовки доцільно виконувати із застосуванням ЕОМ та відповідних САМ-систем. Відомі САД/САМ-системи вирішують задачу формування траєкторій інструменту, але в повній мірі не вирішуються технологічні проблеми, що супроводжують реальний процес оброблення.

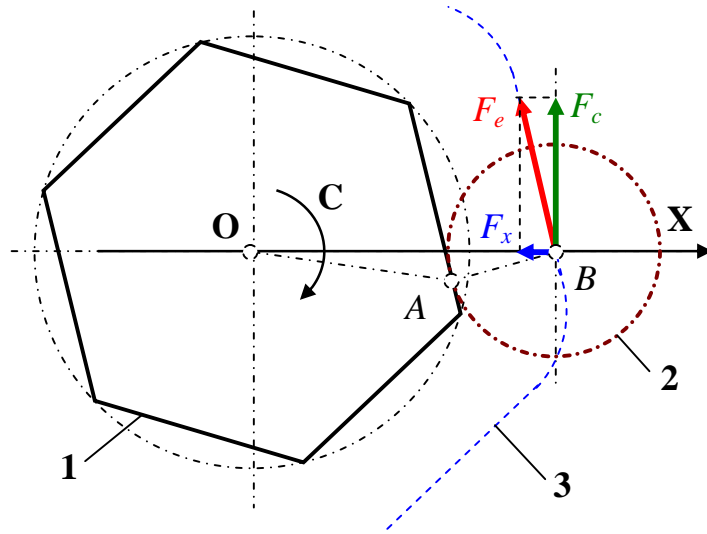
Отже, створення нових стратегій управління фрезеруванням багатогранників, а взагалі – контурним фрезеруванням складних 2-D поверхонь, на токарних верстатах з ЧПК є актуальною науково-технічною проблемою.

Найбільш відома інтегрована САД/САМ-система *Mastercam* пропонує наступну стратегію автоматизації технологічної підготовки УП для фрезерування багатогранників. В САД частині створюється креслення деталі, обирається заготовка і в САМ частині в діалоговому режимі, під час якого вибирається інструмент, визначаються режими різання, створюється УП для токарного верстата з ЧПУ. Управління формоутворенням здійснюється за двома координатами – координата X (переміщення револьверної головки) і координата C (обертотний рух шпинделя деталі). Автоматично генерована УП містить значення координати X, координати C і подачі F за координатою X (F_x). Нижче наведений фрагмент УП в G-кодах для фрезерування шестигранника в частині його формоутворення:

```
X133.373 C-98.302 F232.1  
X129.803 C-102.689 F246.3  
X127.035 C-107.293 F258.6  
X125.12 C-112.068  
X124.099 C-116.955 F274.6  
X123.99 C-121.885
```

Оскільки на процес фрезерування впливає подача F_e за еквідистантою, а в УП присутня тільки подача за координатою X, для оцінки управління, що закладене в програмі, необхідно знайти закон зміни саме подачі F_e . Схема формоутворення (рис.1) передбачає

оброблення шестигранника 1 фрезою 2 при обертанні заготовки навколо вісі O – координата C . Показане положення при контактуванні фрези і заготовки в довільній точці A , а в зворотній схемі фреза 2 рухається за еквідистантою 3 вздовж вісі X . Таким чином, за складовими подачі за еквідистантою, маємо:



$$F_e = \sqrt{F_x^2 + F_c^2}, \quad (1)$$

де подача $F_c = OB \cdot \omega_c$.

Відстань OB визначається координатою X , що записана в УП, а кутову швидкість ω_c зміни координати C зручно визначати за формулою:

$$\omega_c = \frac{dx}{dt} / \frac{dc}{dc}, \quad (2)$$

де $\frac{dx}{dt} = F_x$ - подача за координатою X .

Рис.1 – Схема формоутворення

Похідна dx/dc в залежності (2) може бути визначена з масивів $[x]_i$ і $[c]_i$ з використанням розділених різниць в УП:

$$\left(\frac{dx}{dc} \right)_i = \frac{x_{i+1} - x_{i-1}}{c_{i+1} - c_{i-1}}. \quad (3)$$

Таким чином, використовуючи дані УП в G-кодах за формулами (1)-(3) можна визначити закладений в програмі, що генерована інтегрованою CAD/CAM-системою *Mastercam* закон зміни подачі за еквідистантою. Ясно, що процедура визначення передбачає використання рекурентних співвідношень (3) і потребує оброблення багатьох даних - вихідна програма містить 414 кадрів. Тому була створена прикладна програма верифікації G-кодів (рис.2), за допомогою якої можна не тільки обчислити подачу за еквідистантою, а й продемонструвати хід формоутворення, закон зміни подачі F_x і закон зміни кутової швидкості координати C шпинделя деталі.

На рис.2 показаний інтерфейс прикладної програми у стані демонстрації формоутворення. Зліва розташовані кнопки управління, за допомогою яких здійснюється зчитування УП в G-кодах з файлу *.nc, побудова траєкторії формоутворення і розрахунок швидкостей. Графіки розрахованих величин будуються з використанням компоненти *Chart.Delphi*, що дозволяє виконувати їх збільшення і отримувати точне значення в будь-якій точці процесу.

На рис.2,а у графічному вікні інтерфейсу показані послідовні положення інструменту 1, в результаті яких утворився шестигранник, еквідистанта 2 і графік подачі F_x за координатою X (лінія 3). На рис.2,б - представлені графіки подачі за еквідистантою (лінія 4) і кутової швидкості координати C (лінія 5), а на рис.2,в – збільшений фрагмент А графіків, що відповідає обробленню однієї грані шестигранника.

Аналіз отриманих графіків показує, що закони управління подачею F_e за еквідистантою і кутовою швидкістю ω_c повторюються 6 разів за цикл фрезерування, причому при русі фрези на кутах подача F_e за еквідистантою різко збільшується, також збільшується і кутова швидкість ω_c шпинделя деталі. Крім того при фрезеруванні грані в її середині подача F_e і швидкість ω_c також збільшуються. Оскільки стратегія, прийнята *Mastercam* при

проектуванні УП не розголошується, а процес фрезерування багатогранників з круглої заготовки апріорі є квазістаціонарним, виникла необхідність перевірки властивостей законів управління з точки зору стабілізації процесу різання в циклі фрезерування.

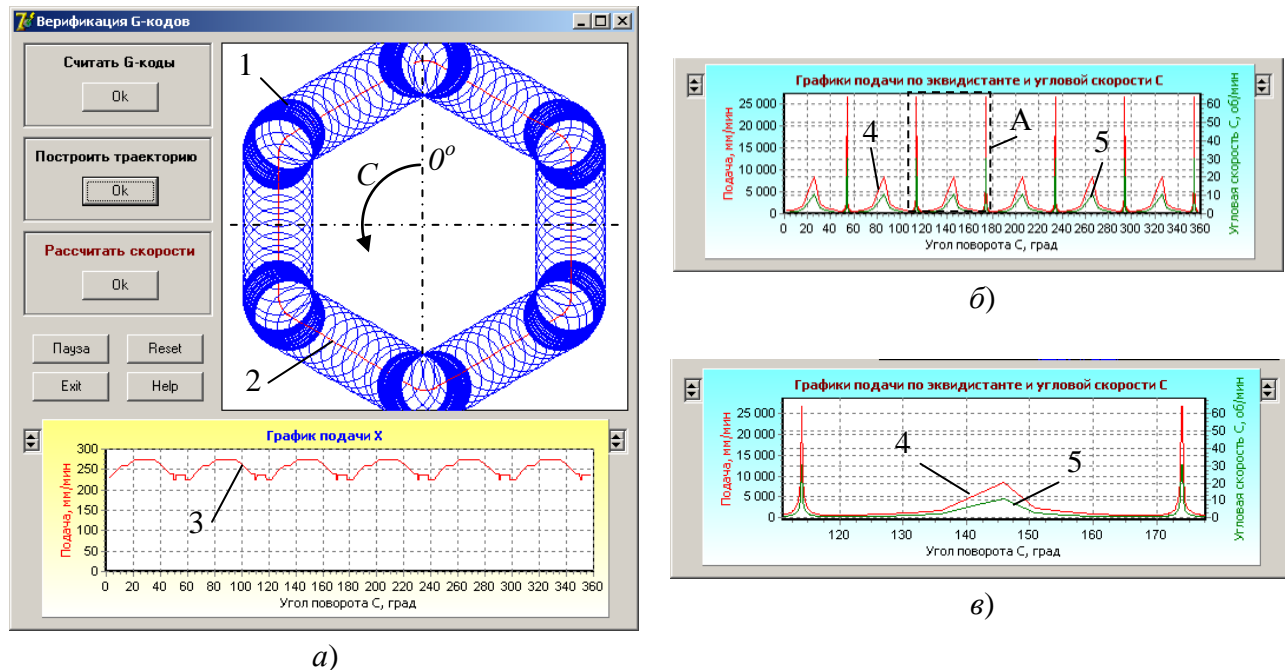


Рис.2 – Верифікація вихідної програми *Mastercam*

Виходячи з загальної концепції, розробленої на кафедрі Технології машинобудування НТУУ «КПІ» [3], проектування УП для верстата з ЧПУ має відбуватись за результатами моделювання процесу різання. Причому перш за все створена УП має стабілізувати процес різання. Для вирішення такої задачі була створена прикладна програма моделювання фрезерування багатогранників. Моделювання здійснюється чисельними методами за спеціальними алгоритмами, що представлені в роботі [4]. Прикладна програма моделювання була доповнена процедурами визначення закону зміни сили різання і закону управління подачею за еквідистантою і координатою С (кутовою швидкістю шпинделя деталі).

На інтерфейсі рис.3 представлений стан інтерфейсу в процесі моделювання фрезерування шестигранника 1 з круглої заготовки 2 кінцевою фрезою 3 з чотирма зубцями. Вихідні дані процесу відповідають заданим у віконцях в лівій частині інтерфейсу. Виконується процес зустрічного фрезерування при обертанні заготовки 2 за координатою С і русі фрези 3 за координатою Х. Завдяки чисельним процедурам програма автоматично, на кожному кроці моделювання визначає поточну товщину шару припуску, що зрізується (лінія 4 на осцилографі інтерфейсу) та окружну складову сили різання (лінія 5). Окружна складова сили різання розраховується за методикою, представленою в [5], зорієнтованою на використання питомої сили різання.

Вигляд графіків поточної товщини шару припуску, що зрізується та окружної складової сили різання наочно підтверджують суттєву нестационарність процесу різання. Причому, якщо зміни цих характеристик процесу різання що відбуваються на одному зубі (з урахуванням кута нахилу гвинтової канавки) викликані особливостями будь-якого процесу циліндричного фрезерування і зумовлені входом і виходом зубу в зону різання, то тренд за максимальною величиною сили різання зумовлений специфічними особливостями процесу фрезерування багатогранника з круглої заготовки, тобто зміною припуску і глибини різання відповідно.

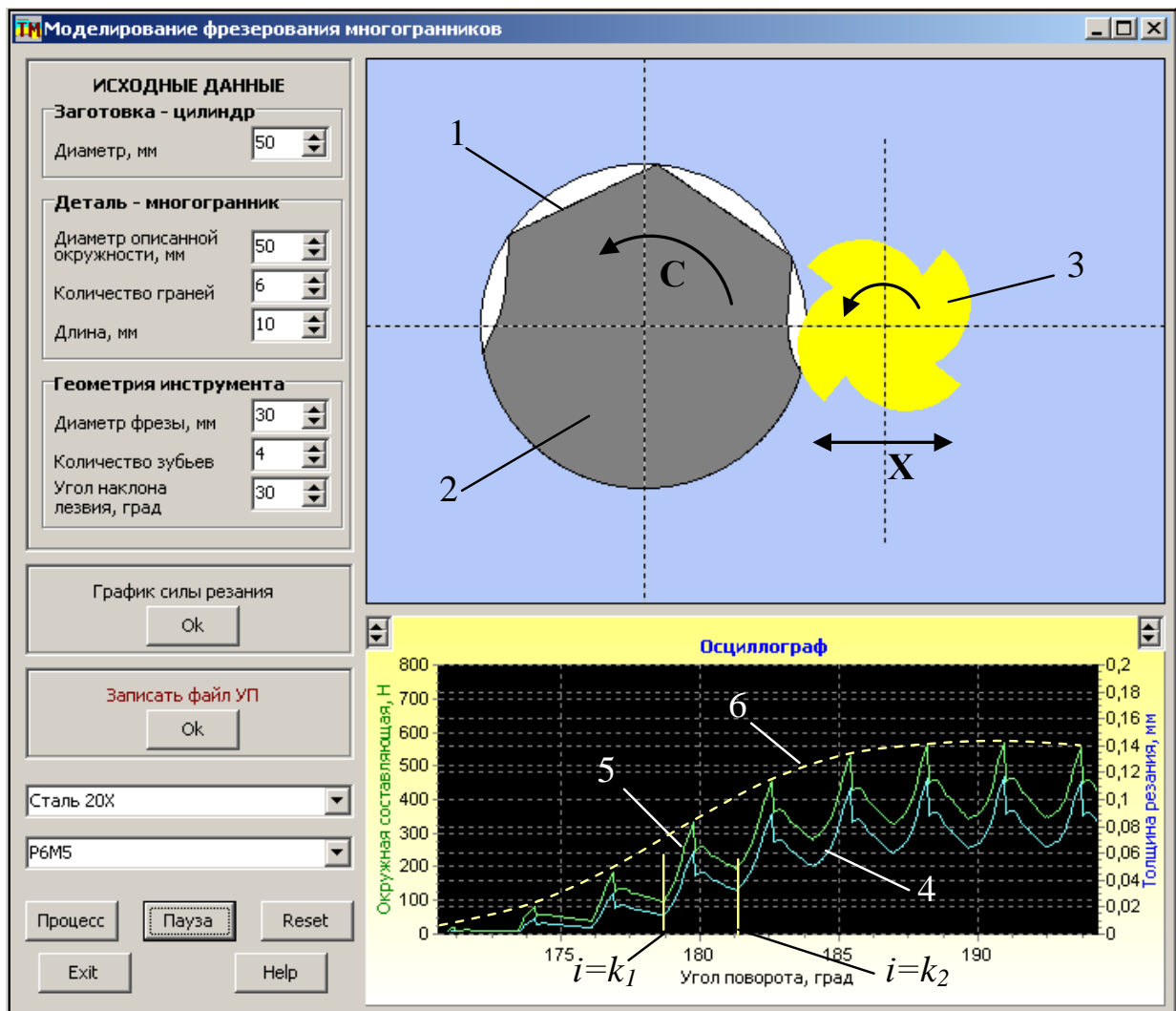


Рис.3 – Интерфейс програми моделювання

Оскільки управлінням процесом оброблення на верстаті з ЧПК компенсувати нерівномірність процесу фрезерування, викликану його кінематичними особливостями, не реально, цілком логічно вирішувати задачу квазі стабілізації процесу різання за максимальними значеннями окружної складової сили різання. Для цього була створена спеціальна процедура, що обчислює максимуми величин сили різання за весь цикл моделювання і створює масив даних:

$$[P_m(c_i)] = \max_{i=k_1}^{k_2} [P_o(c_i)], \quad (4)$$

де k_1, k_2 – номери масиву на початку і в кінці зони різання одним зубом (рис.3).

Результат функціонування такої процедури може бути проілюстрований заміною реального графіку складової сили різання на плавну криву (лінія 6 на рис.3), яка проходить через максимальні значення складової сили різання, а отриманий масив даних максимальних величин окружної складової сили різання буде прив'язаний до кутової координати вісі С.

Прикладна програма дозволяє представити таку згладжену характеристику процесу різання за весь цикл моделювання у вигляді графіку (рис.4). На графіку можна спостерігати всю еволюцію силової характеристики процесу різання за весь цикл оброблення шестигранника: від врізання, через оброблення граней до завершення процесу.

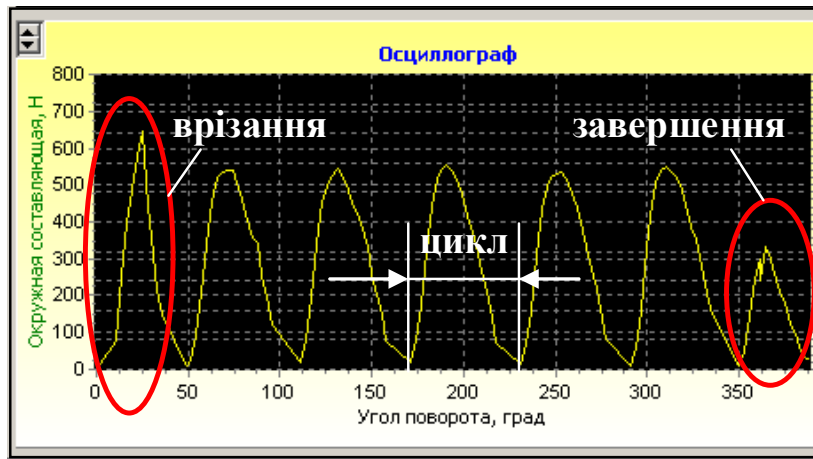


Рис.4 – Графік максимальної сили різання в циклі фрезерування

Проте, автоматично створений файл управління містить дані про координату X, координату C і подачу F_e за еквідистантою, яка і стабілізує процес різання. Для формування УП в G-кодах аналогічно файлу, генерованому CAD/CAM-системою *Mastercam*, необхідно скористатися наступним перетворенням. З залежностей (1) і (2) можна отримати:

$$F_e^2 = F_x^2 + (xF_x / (dx/dc))^2, \quad (5)$$

де x – координата X, що записана в УП – радіус еквідистанти.

З залежності (5) можна отримати формулу для розрахунку необхідної подачі F_x за координатою X, що має бути записана в стандартній УП у G-кодах:

$$F_x = \sqrt{\frac{F_e^2 (dx/dc)^2}{(dx/dc)^2 + x^2}}. \quad (6)$$

Отже в результаті виконання підготовчих процедур буде створений файл УП, що у частині формоутворюючих команд має ту ж саму структуру, що і вихідний файл *Mastercam*, а отже може бути проаналізований за допомогою розробленої прикладної програми верифікації G-кодів.

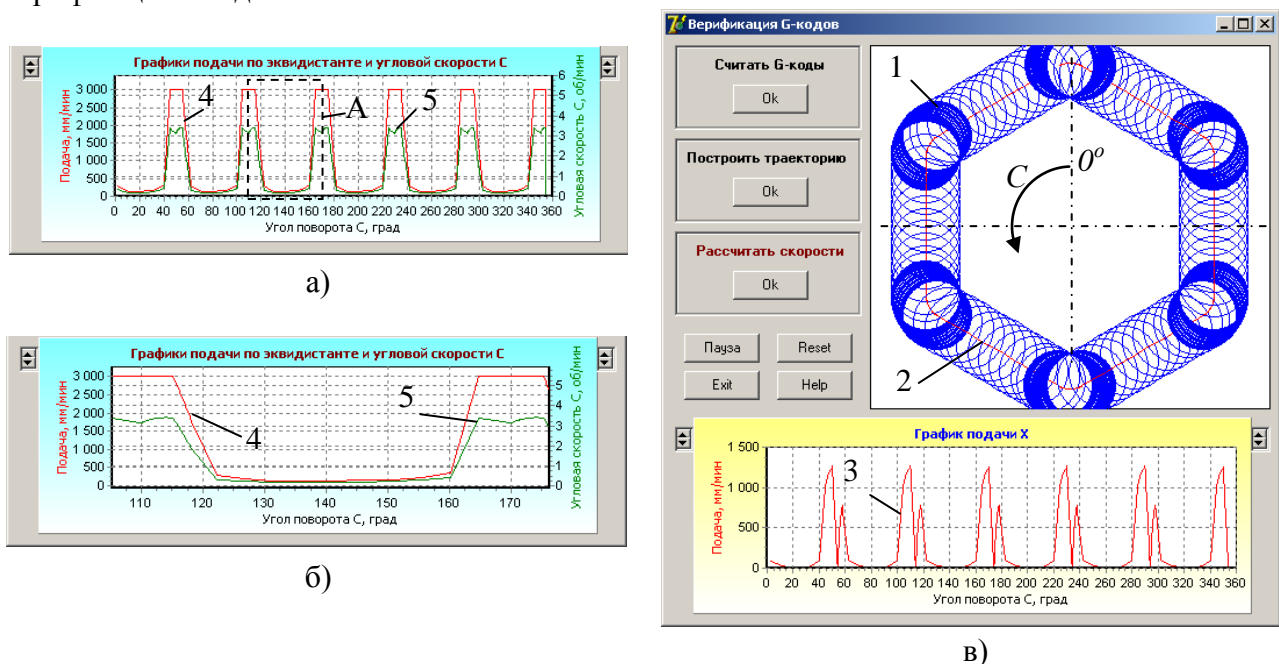


Рис.5 – Верифікація УП зі стабілізацією процесу різання

Процедура створення УП активізується при натисканні кнопки «Ок» в полі «Записать файл УП» (дивись рис.3). Процедура виконує аналіз циклу оброблення однієї грані (дивись рис.4), а результат повторюється шість разів з прив'язкою до кутової координати, як і у вихідному файлі, що був генерований CAD/CAM-системою *Mastercam*.

На рис.5 представлені результати верифікації створеної УП зі стабілізацією процесу різання де використані ті ж самі позначення, що і на рис.2. Як вже зазначалося, в первинному файлі УП містяться дані про координату X , координату C і подачу F_e за еквідистантою, які представлені на рис.5,а. На рис.5,б представлена збільшена ділянка – 1/6 УП. Порівняння з рис.2,б і рис.2,в показують, що на ділянках оброблення кутів подача F_e за еквідистантою (лінія 4) і кутова швидкість ω_c (лінія 5) збільшуються, аналогічно вихідній програмі *Mastercam*, проте при обробці середини грані збільшення не відбувається, а навпаки подача зменшується. Такий характер управління повністю корелюється з даними, що були отримані при моделювання процесу фрезерування: ділянка траєкторії при обробці середини грані характеризується найбільшою глибиною різання, а отже найбільш напруженими умовами.

Цілком логічно і те, що подача F_x за координатою X , що записується в G-кодах УП (лінія 3 на рис.5,а) суттєво відрізняється від подачі, яка буда генерована CAD/CAM-системою *Mastercam* (порівняйте з рис.2,а).

Висновки

Управляюча програма фрезерування багатогранників, що створюється відомими CAD/CAM-системами (зокрема *Mastercam*) не забезпечує стабілізацію процесу різання.

Модуль САМ системи автоматичної підготовки УП повинен містити модуль моделювання процесу зрізування припуску, що за розробленою методикою дозволяє проектувати управління подачею за еквідистантою яке забезпечує стабілізацію процесу різання в циклі фрезерування багатогранників на токарних верстатах з ЧПУ.

Література: 1. Босинзон М.А. Современные системы ЧПУ и их эксплуатация. Изд.Академия, 2009.-192 с. 2. Руководство оператора (SL-серия). Токарные станки с ЧПУ, Haas Automation inc., 2003г., 385с. 3. Петраков Ю.В. Пути развития интегрированных CAD/CAM систем в машиностроении / Сучасні технології в машинобудуванні. Вип.3, ХНТУ «ХПИ», Харків, 2009.-С.160-167. 4. Петраков Ю.В., Клавак А.М. Фрезерування багатогранників на токарних обробних центрах з ЧПК / Вісник СумДУ. Серія «Технічні науки», №4, 2010.-С.167-171. 5. Петраков Ю.В. Лабораторно-комп'ютерний практикум з теорії різання. Навч. посібник МОН України, Політехніка, Київ, 2006.-190с.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

УПРАВЛІННЯ ФРЕЗЕРУВАННЯМ МНОГОГРАННИКІВ НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ З ЧПУ

Петраков Ю.В., Клавак А.М.

Представлена методика підготовки управляючих програм для фрезерування багатогранників на токарних верстатах з ЧПУ, яка за результатами моделювання процесу зрізування припуску і запропонованими обчислювальними процедурами автоматично визначає управління подачею за еквідистантою, що стабілізує процес різання і створює відповідну управляючу програму в G-кодах.

УПРАВЛЕНИЕ ФРЕЗЕРОВАНИЕМ МНОГОГРАННИКОВ НА ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Петраков Ю.В., Клавак А.М.

Представлена методика подготовки управляющих программ для фрезерования многогранников на токарных станках с ЧПУ, которая по результатам моделирования процесса срезания припуска и разработанными вычислительными процедурами автоматически определяет управление подачей по эквидистанте, что стабилизирует процесс резания и проектирует соответствующую управляющую программу в G-кодах.

CONTROL OF MILLING OF POLYHEDRONS ON LATHES WITH CNC

Petrakov Y.V., Klavak A.M.

The method of preparation the control program is presented for milling of polyhedrons on lathes with CNC, which on results of simulation of cutting process removal of allowance and automatically determines a management the developed calculable procedures a feed rate along trajectory, that stabilizes a cutting process and designs proper control the program in G-codes.

Ключевые слова: Токарный станок, фрезерование, припуск, программа, многогранник, эквидистанта.

Ключові слова: Токарний верстат, фрезерування, припуск, програма, многогранник, еквідистанта.

Key words: Lathe, milling, pripusk, program, polyhedron, ekvidistanta.

Братан С. М., Ревенко Д. В.
СевНТУ, г. Севастополь, Україна

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ШЛИФОВАНИИ

Введение

В процессе комбинированного шлифования на формирование микрорельефа поверхности могут оказывать влияние механическое, электрохимическое и электроэрозионное воздействие. Окончательное формирование микрорельефа готовой детали, как правило, осуществляется в отсутствие эрозионного воздействия на поверхность заготовки [1], поэтому задача прогнозирования параметров шероховатости поверхности сводится к аналитическому определению этих параметров при плоском электрохимическом шлифовании.

Основными параметрами качества обработанной поверхности являются ее шероховатость и глубина дефектного слоя; по ГОСТ 2789-73 регламентируется шесть следующих параметров шероховатости: Ra , Rz , $Rmax$, Sm , Sb , tr . Обычно определение этих параметров сводится к табулированию профилограмм и дальнейшим вычислениям по таблицам.

Наиболее часто используются высотные параметры шероховатости Ra , Rz , $Rmax$. Это связано с тем, что они более просто определяются на практике по профилограммам, либо с помощью измерительных приборов. Аналитическое определение этих параметров для схемы плоского комбинированного шлифования возможно на основе анализа теоретических зависимостей [1].

Основная часть

На основании вышеизложенного целью данной работы является разработка аналитических зависимостей позволяющих прогнозировать параметры шероховатости поверхности при комбинированном шлифовании. Полученные в работе [1] зависимости позволяют прогнозировать сьем материала и величину слоя, в котором распределена шероховатость поверхности H (см. рисунок 1). Его вычисление возможно по величине t_{ϕ} и сьему материала на основании смещения уровней равной вероятности удаления материала до и после контакта участка поверхности детали с кругом. При прохождении поверхности зоны контакта детали с кругом, уровни будут смещаться вглубь заготовки. Величина сьема материала за счет механического воздействия будет численно равна смещению уровня с вероятностью удаления материала $P(M) = \beta_M$. По данным [2], слой в котором распределена шероховатость при абразивном шлифовании описывается зависимостью:

$$H_{MEX} = t_{\phi} - Q_{MEX}, \quad (1)$$

где: Q_{MEX} - сьем материала за счет механического резания; t_{ϕ} - фактическая глубина резания.

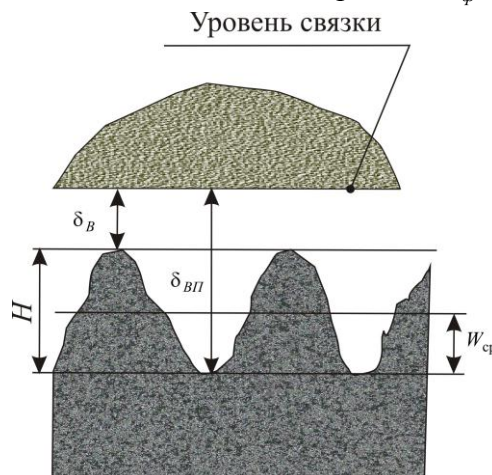


Рис. 1 – Схема к расчету слоя, в котором распределена шероховатость

При воздействии электрического поля микрорельеф поверхности заготовки сглаживается за счет разности скоростей анодного растворения вершин и впадин микрорельефа, вследствие разности межэлектродных зазоров.

На основании вышеизложенного величина слоя, в котором распределена шероховатость H будет иметь вид:

$$H = H_{MEX} - (Q_{ЭХ.В} - Q_{ЭХ.ВП}), \quad (2)$$

где: $Q_{ЭХ.В}$ - электрохимический съем материала по вершинам микрорельефа; $Q_{ЭХ.ВП}$ - электрохимический съем материала по впадинам микрорельефа.

Полагая, что профиль шлифованной поверхности является стационарным случайным процессом с нормальным распределением ординат, получим выражение для оценки значений высотных параметров шероховатости.

Среднее арифметическое отклонение профиля Ra может быть вычислено по площади выступов F_1 и площади F_2 впадин, измеряемых от средней линии профиля (рисунок 2).

$$\text{Так как: } dF_1 = t_p \times l dy_m, \quad dF_2 = (1 - t_p) \times l dy_m, \quad \text{то } Ra = \int_0^{\infty} t_p dy_m + \int_0^{\infty} (1 - t_p) dy_m,$$

где: l - длина базового участка, мм; y_m - расстояние от точек профиля до его средней линии.

Вычисление Ra по данной зависимости возможно при использовании численных методов интегрирования.

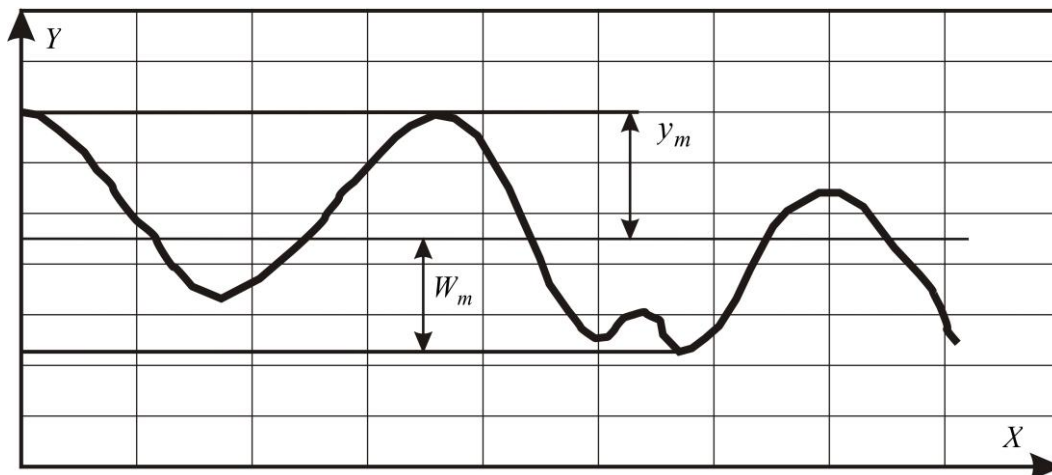


Рис. 2 – Профилограмма к вычислению функции распределения ординат профиля обработанной поверхности

Зависимость для расчета Ra упрощается, если воспользоваться положением о стационарности и нормальности случайного процесса, описывающего ординаты профиля.

Для такого процесса математическое ожидание среднего арифметического отклонения профиля пропорционально среднему квадратическому отклонению σ_{y_m} случайных ординат точек профиля [3]:

$$M(Ra) = \sqrt{\frac{2}{\pi} K(O)} = \sqrt{\frac{2}{\pi} \sigma_{y_m}}, \quad (3)$$

где: $K(O)$ - значение корреляционной функции при интервале $X_2 - X_1 = 0$ равном дисперсии случайной величины y_m .

Для определения среднеквадратического отклонения σ_{y_m} вычислим функцию $F_{y_m}(y_m)$ и плотность вероятностей $f_{y_m}(y_m)$ расстояний y_m от средней линии до точек профиля шлифованной поверхности.

$$F_{y_m}(y_m) = P(y < y_m) = \lim_{l \rightarrow \infty} \frac{l - \sum b_m}{l} = P(M)$$

$$f_{y_m}(y_m) = \nu G \sum_{i=1}^n (W_m + y_m - iQ)^{\nu-1} \left\{ \exp \left[-G \sum_{i=1}^n (W_m + y_m - iQ)^\nu \right] \right\} \quad (4)$$

где: W_m - расстояние от наиболее глубокой впадины до средней линии профиля
 $\nu = m + \chi + \frac{1}{2}$, $G = \frac{\Gamma(m+1)\Gamma(\chi)\chi K_C C_B \sqrt{\pi}(V_K \pm V_u)n_3 \sqrt{D}}{\Gamma(m + \chi + \frac{3}{2})V_u H_u^\chi}$.

Для нормального процесса при $y_m = 0$, $P(\bar{M}) = 0,5$:

$$f(y_m) = \frac{1}{G\sqrt{2\pi}} \quad (5)$$

На основании этого вторая часть уравнения (4), выделенная фигурными скобками равна 0.5, а среднее арифметическое отклонение профиля, учитывая уравнение (3) определится как:

$$Ra = \frac{2}{\pi G \nu \sum_{i=1}^n (W_m - iQ)^{\nu-1}} \quad (6)$$

Таким образом, при определении Ra необходимо предварительно найти величину W_m . В общем случае она определяется как решение уравнения:

$$G \sum_{i=1}^n (W_m - iQ)^\nu - \ln 2 = 0 \quad (7)$$

Решение уравнения (7) возможно только на основе применения численных методов с использованием ЭВМ. Это значительно осложняет вычисление параметров шероховатости поверхности.

Заметим, что формула (6) имеет простой аналитический вид и только вычисление W_m требует применения численных методов.

Известно, что при ориентировочных расчетах среднего арифметического отклонения профиля:

$$W_m = \frac{H}{2} \quad (8)$$

Тогда выражение для расчета Ra примет вид:

$$Ra = \frac{2}{\pi G \nu \sum_{i=1}^n \left[\frac{H - Q_{ЭХ.В} - Q_{ЭХ.ВП}}{2} - i(Q_{ЭХ} + Q_{МЭХ}) \right]^{\nu-1}} \quad (9)$$

При частном значении коэффициента $\nu = 3$ зависимость запишется:

$$Ra = \frac{2}{\frac{0.399\pi^2 K_C C_B (V_K \pm V_u)n_3 \sqrt{D}}{V_u H_u^{3/2}} \sum_{i=0}^n (H_{МЭХ} - (Q_{ЭХ.В} - Q_{ЭХ.ВП}) - iQ)^2} \quad (10)$$

Уравнение (10) отражает физическую природу процесса образования поверхностей и соответствует основным принципам теории размерности.

Высотные параметры профиля R_{max} и R_z могут быть рассчитаны по величине слоя, в котором распределена шероховатость поверхности, и математическим ожиданием расстояний y_1, y_2, \dots, y_5 от верхней границы слоя до пяти высших точек профиля и расстояний W_1, W_2, \dots, W_5 от нижней границы слоя до пяти низших точек профиля (рисунок 3) при условии, что рассматриваемые расстояния являются независимыми величинами.

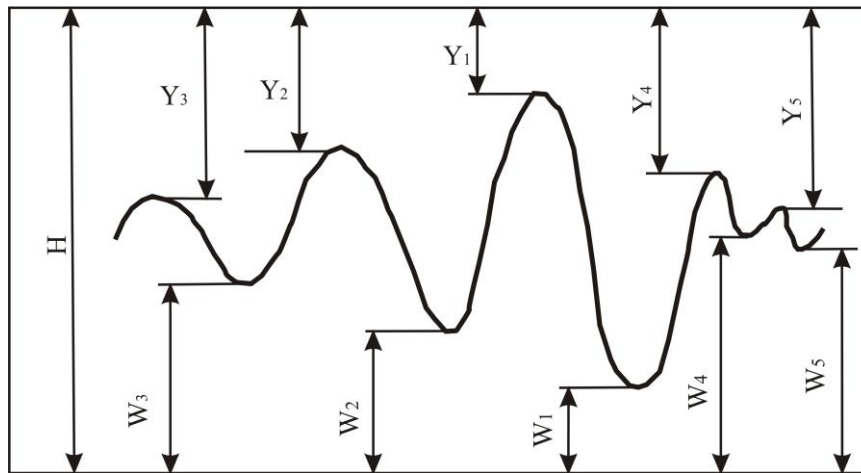


Рис. 3 - Схема к расчету наибольшей высоты неровностей профиля и высоты неровностей по десяти точкам.

$$M(R \max) = H - 2\Gamma\left(\frac{2\chi + 3}{2\chi + 1}\right)\left(\frac{Q}{l}\right)^{\frac{2}{2\chi + 1}}, \quad (11)$$

$$M(Rz) = H - \frac{2}{5}\left(\frac{Q}{l}\right)^{\frac{2}{2\chi + 1}} \sum_{i=1}^5 \frac{1}{(i-1)!} \Gamma\left(\frac{2i\chi + 1 + 2}{2\chi + 1}\right), \quad (12)$$

где: $\Theta = \frac{\Gamma(\chi)\chi(V_K \pm V_u)n_3\sqrt{\pi D}}{\Gamma(\chi + 3/2)V_u H_u^\chi}$

Подставив в уравнении (11), (12) величину H из уравнения (2) при частных значениях $\chi=1.5$ получим:

$$M(R \max) = H_{MEX} - (Q_{ЭХ.В} - Q_{ЭХ.ВП}) - 2\sqrt{\frac{2V_u t \phi^{3/2}}{3n_3(V_K \pm V_u)\sqrt{Dl}}} \quad (13)$$

$$M(Rz) = H_{MEX} - (Q_{ЭХ.В} - Q_{ЭХ.ВП}) - 2.948\sqrt{\frac{V_u t \phi^{3/2}}{n_3(V_K \pm V_u)l\sqrt{D}}} \quad (14)$$

Формулы (13), (14) позволяют вычислить параметры шероховатости, вносимые самим процессом. Кроме шероховатости поверхности к параметрам качества поверхности относится глубина дефектного слоя.

По данным А.В. Якимова [4] она определяется зависимостью:

$$h_i = \alpha \xi (q - q_0) \left(\frac{h_q}{V_K}\right) = KW_{mx}, \quad (15)$$

где: q_0 - бездефектный уровень плотности теплового потока; q - тепловой поток; h_q - полуширина теплового источника; K - коэффициент, определяемый характером тепловыделения $K = 0,8...0,9$; α - коэффициент, зависящий от теплофизических свойств круга и заготовки; W_{mx} - удельная поверхностная работа шлифования; ξ - коэффициент, учитывающий влияние электрического поля на глубину дефектного слоя.

Наряду с формулой (15) для ограниченной области возможно использование зависимости, полученной В.Г. Лебедевым [4]:

$$h_q = 2\sqrt{\alpha\tau \frac{T - T_{СП}}{T} \ln \frac{T - T_{СП}}{2T_{СП}}}, \quad (16)$$

где: $T_{СП}$ - температура структурных превращений; τ - время действия источника тепла; T - температура поверхности заготовки; a - коэффициент температуропроводности материала.

Формула (16) предпочтительнее в применении по отношению к формуле (15), так как она не содержит эмпирических коэффициентов, а входящие в нее значения температуропроводности и температуры структурных превращений содержатся в справочниках.

Формулы (15), (16) определяют вносимую процессом глубину дефектного слоя.

Фактическая глубина дефектного слоя может превышать вносимую, из-за наличия на заготовке большого слоя от предшествующей обработки. Поэтому фактическая глубина дефектного слоя определяется формулой:

$$h_{qф} = \max\{0; h_{qфи-1} - \Delta h_i; h_q\} \quad (17)$$

Наибольшее влияние на шероховатость поверхности и глубину дефектного слоя оказывают зернистость круга, геометрия режущих кромок, радиальная подача и скорость круга.

Выводы

Предложены зависимости для расчета параметров шероховатости по входящим технологическим факторам, исходя из предположения, что профиль шлифовальной поверхности является стационарным случайным процессом с нормальным распределением ординат, при этом сделано допущение, что форма круга представляет собой идеальную окружность. В действительности форма круга далека от идеальной. Учет отклонений формы круга может существенно повысить точность полученных аналитических зависимостей, что является задачей последующих исследований.

Литература: 1. Ревенко Д. В. Моделирование съема материала при шлифовании поверхностей с введением в зону в зону обработки дополнительной электрической энергии/ Д. В. Ревенко, Д. Е. Сидоров, С. М. Братан // Вестник СевНТУ – Серия: Машиноприборостроение и транспорт. – 2011. - № 118. – С. 6 – 14. 2. Королев А.В. Новосёлов Ю.К. Теоретико – вероятностные основы абразивной обработки. Часть 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. – Изд-во Саратов. ун-та, 1989. – 160 с.; 3. Королев А.В. Новосёлов Ю.К. Теоретико – вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности инструмента. – Изд-во Саратов. ун-та, 1987. – 160 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ
ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ШЛИФОВАНИИ

Братан С. М, Ревенко Д. В.

Статья содержит аналитические зависимости позволяющие прогнозировать параметры шероховатости поверхности при комбинированном шлифовании. Определено, что наибольшее влияние на шероховатость поверхности и глубину дефектного слоя оказывают зернистость круга, геометрия режущих кромок, радиальная подача и скорость круга.

ПРОГНОЗУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ЯКІСТЬ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ПРИ
КОМБІНОВАНОМУ ШЛІФУВАННІ

Братан С. М, Ревенко Д. В.

Стаття містить аналітичні залежності дозволяють прогнозувати-вати параметри шорсткості поверхні при комбінованому шліфуванні. Визначено, що найбільший вплив на шорсткість поверхні і глибину дефектного шару надають зернистість кола, геометрія ріжучих крайок, радіальна подача та швидкість кола.

PREDICTION OF SURFACE QUALITY WHEN COMBINED GRINDING

Bratan S.M., Revenko D.V.

This article contains analytical expressions allow forecasting surface roughness of the surface at the combined grinding. Determined that the greatest influence on surface roughness and depth of the defect layer have a grain size range, the geometry of the cutting edges, radial flow and speed range.

Ключевые слова: прогнозирование, параметры качества, комбинированное шлифование.

Ключові слова: прогнозування, параметри якості, комбіноване шліфування.

Key words: prediction, quality parameters, combined grinding.

УДК 621.923

Матюха П.Г., Габитов В.В.
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ РЕЗАНИЯ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ

Введение

Производительность и качество обработки при шлифовании по упругой схеме зависит от усилия поджима обрабатываемого образца к рабочей поверхности круга (РПК) и от условий контактирования зерен с обрабатываемым материалом [1]. Условия контактирования режущих зерен влияют на параметры единичных срезов, которые, в свою очередь, определяют формирование неровностей на поверхности резания. От высоты неровностей на поверхности резания зависит зазор между связкой круга и обрабатываемым материалом. Поэтому шероховатость на поверхности резания необходимо учитывать при назначении режимов шлифования с введением технологического тока в зону резания [2]. Она также определяет максимальную толщину запытообразных срезов, по значению которой можно судить о силах резания, объеме единичного среза, а следовательно, и о производительности процесса обработки [3].

В настоящее время известна методика определения шероховатости на поверхности резания при плоском врезном шлифовании, которая учитывает разновысотное расположения зерен на РПК и образуемых ими царапин разной глубины в зависимости от положения исследуемого сечения относительно вертикальной оси круга [4]. Данные о расчете высоты неровностей на поверхности резания при внутреннем шлифовании в литературе отсутствуют.

Целью данной работы является разработка методики определения шероховатости на поверхности резания при внутреннем врезном шлифовании.

Основная часть

Рассмотрим последовательность расчета высоты неровностей на поверхности резания при внутреннем врезном шлифовании основываясь на следующих допущениях:

- расчет выполняется при обработке шлифовальным кругом отверстия детали в момент после его врезания в материал заготовки на глубину t_{ϕ} ;
- обрабатываемая поверхность в начальный период обработки представляет собой идеальную цилиндрическую поверхность, шероховатость на которой отсутствует;
- форма царапины в обрабатываемом материале соответствует форме модели режущей части зерна;
- в пределах рассматриваемого интервала расчета режущие зерна РПК считаются равновысокими, т.е. расположены на одной линии в сечении обрабатываемой поверхности вдоль образующей круга;
- упругие деформации системы СПИД и пластические искажения поперечного профиля срезов не учитываются.

При внутреннем врезном шлифовании (рис. 1) круг радиусом R_k вращается со скоростью V_k , а деталь вращается в противоположном направлении со скоростью V_d . Глубина резания t_{ϕ} превышает наибольшую высоту неровностей обработанной поверхности. Формирование шероховатости на поверхности резания осуществляется перекрывающимися в поперечном направлении запытообразными срезами [5]. В связи с этим условием, критерием полной обработки поперечного сечения поверхности резания будет условие, согласно которому вероятность появления единичного среза будет меньше 0,1:

$$B \cdot 10^3 > \sum_{i=1}^{z_p} b_i \geq 0,9B \cdot 10^3, \quad (1)$$

где z_p – количество зерен, участвующих в формировании неровностей в поперечном сечении поверхности резания;

B – ширина шлифования, мм.

Учитывая, что глубина единичного среза в исследуемом сечении на поверхности резания определяется разновысотностью зерен на РПК, а также расстоянием между этим сечением в момент контакта с зерном и плоскостью, проведенной горизонтально через центр шлифовального круга, глубину резания t_ϕ разобьем на ряд малых интервалов ΔR . Значение интервала выбирается исходя из условия, что в нем оставит след не менее одного зерна.

Рабочую поверхность круга также разобьем на ряд слоев толщиной ΔR и определим участки слоев поверхности круга, которые оставят следы в соответствующих интервалах сечения детали.

Образование срезов на профиле AD (см. рис. 1) высотой t_ϕ и суммарной шириной B начинается с его расположения в точке 0. При перемещении сечения из точки 0 в точку 1 в работу вступают наиболее выступающие вершины зерен, расположенные на участке ab слоя 1" шлифовального круга. Потому как в пределах слоя ΔR зерна считаются равновысокими, то зерна, расположенные в объеме РПК $ab \times B \times \Delta R$, оставят следы в интервале 1' сечения AD глубиной ΔR и шириной $b_i(\Delta R)$. В связи с тем, что согласно принятым допущениям обрабатываемая поверхность не имеет исходной шероховатости, то вероятность появления срезов в сечении AD при его нахождении в т. 1 равна единице.

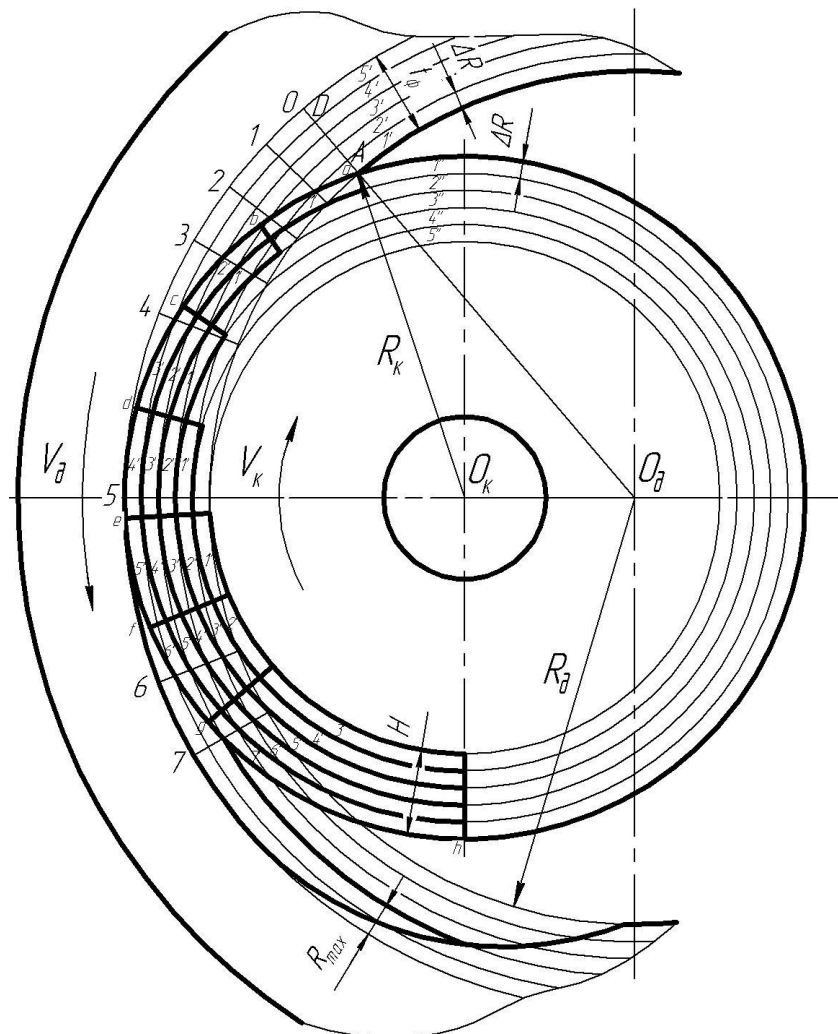


Рис. 1 - Схема внутреннего врезного шлифования

При дальнейшем перемещении сечения AD в т. 2 в работу вступят зерна, расположенные в слое 1" объемом $bc \times B \times \Delta R$, которые оставят следы в интервале 2' сечения

AD глубиной $2\Delta R$ и шириной $b_i(2\Delta R)$. Кроме того, в работу вступят зерна, расположенные в более глубоком слое 2" круга объемом $bc \times B \times \Delta R$. Они оставят следы в интервале 1' глубиной ΔR и шириной $b_i(\Delta R)$. При этом вероятность появления срезов E определится, как отношение

общей ширины необработанного сечения $(B - \sum_{i=1}^{z_h} b_i)$ к ширине обработки B :

$$E = \frac{1 - \sum_{i=1}^{z_p} b_i}{B}, \quad (2)$$

где $\sum_{i=1}^{z_p} b_i$ – суммарная ширина единичных срезов, образованных в сечении AD при

его нахождении в предыдущей точке 1.

При перемещении сечения AD в точку 3 в работу вступают зерна, расположенные в слое $cd \times B \times \Delta R$. Они оставят следы в интервале 3' глубиной $3\Delta R$ и шириной $b_i(3\Delta R)$. Зерна слоя 2" объемом $cd \times B \times \Delta R$ оставят следы в интервале 2' шириной $b_i(2\Delta R)$ и глубиной $2\Delta R$. В работу также вступят зерна, расположенные в слое 3" объемом $cd \times B \times \Delta R$. Они оставят следы в интервале 1' шириной $b_i(\Delta R)$. Вероятность появления срезов при этом рассчитывается по

формуле (2) с учетом того, что $\sum_{i=1}^{z_p} b_i$ – суммарная ширина срезов сечения AD при его

положении в точке 2.

Далее аналогично определяется высота неровностей на поверхности резания в сечении AD при его прохождении по всей дуге контакта круга с заготовкой.

Последовательно перемещая исследуемое сечение по всей дуге контакта круга с заготовкой, определяют суммарную ширину срезов в точках на дуге контакта, до тех пор, пока не выполнится неравенство (1). В этом случае значение максимальной высоты неровностей на поверхности резания R_{max} составит:

$$R_{max} = N' \cdot \Delta R, \quad (3)$$

где N' – номер интервала, на котором выполнено неравенство (1).

После выполнения неравенства (1) слой заготовки 1' в сечении AD считается полностью удаленным, поэтому фактическую глубину шлифования t_ϕ следует уменьшить на величину ΔR и выполнить перенумерацию исследуемых интервалов.

Расчет по описанной методике заканчивается, если сечение AD находится в одной горизонтальной плоскости с осью вращения круга (точка 5 на рис. 1).

Рассмотрим методику определения суммарной ширины срезов при прохождении сечением AD точек 1, 2, ..., N при ширине обработки $B = 1$ мм.

Точка 1. Путь, пройденный сечением AD из точки 0 в точку 1:

$$L_{01} = \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot t_\phi}{R_d - R_k}} - \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot (t_\phi - \Delta R)}{R_d - R_k}}.$$

Выразим глубину резания t_ϕ через общее количество интервалов сечения детали:

$$K_d = \frac{t_\phi \cdot 10^3}{\Delta R}.$$

Тогда:

$$L_{01} = \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot K_d \cdot \Delta R \cdot 10^3}{R_d - R_k}} - \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot \Delta R \cdot 10^3 \cdot (K_d - 1)}{R_d - R_k}}.$$

После преобразований получим:

$$L_{01} = \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot \Delta R \cdot 10^3}{R_d - R_k}} \cdot (\sqrt{K_d} - \sqrt{K_d - 1}).$$

Определим количество режущих зерен, находящихся в объеме РПК $ab \times 1 \times \Delta R$, которые оставят следы в интервале 1', через функцию распределения разновысотности и с учетом того, что:

$$ab = \frac{60 \cdot V_k}{V_d} \cdot L_{01}.$$

Тогда:

$$Z_{ab} = \frac{60 \cdot V_k}{V_d \cdot S_{зп}^2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot \Delta R \cdot 10^3}{R_d - R_k}} \cdot (\sqrt{K_d} - \sqrt{K_d - 1}) \cdot F(\Delta R).$$

Для упрощения выражения введем обозначение:

$$A = \frac{60 \cdot V_k}{V_d \cdot S_{зп}^2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot \Delta R \cdot 10^3}{R_d - R_k}}.$$

При известной ширине единичного среза $b(\Delta R)$ и вероятности появления единичной риски $E_1 = 1$ суммарная ширина срезов будет равна:

$$b_1 = A \cdot (\sqrt{K_d} - \sqrt{K_d - 1}) \cdot F(\Delta R) \cdot b(\Delta R). \quad (4)$$

Результат расчета выражения (4) проверяется на выполнение неравенства (1). Если неравенство (1) не выполняется, то выполняют расчет для точки 2.

Точка 2. Ширина срезов от зерен слоя 1" объемом $bc \times 1 \times \Delta R$, которые оставят следы в интервале 2' глубиной $2\Delta R$, и от зерен слоя 2" объемом $bc \times 1 \times \Delta R$, оставивших следы в интервале 1' глубиной ΔR , при перемещении сечения из точки 1 в точку 2:

$$b'_2 = A \cdot E_2 \cdot \left[F(\Delta R) \cdot (\sqrt{K_d - 1} - \sqrt{K_d - 2}) \cdot b(2\Delta R) + F(2\Delta R) \cdot (\sqrt{K_d - 1} - \sqrt{K_d - 2}) \cdot b(2\Delta R) \right]$$

Вероятность появления срезов:

$$E_2 = 1 - \frac{b_1}{10^3}.$$

С учетом срезов, оставленных участком поверхности ab при прохождении сечением АД точки 1:

$$b_2 = b_1 + b'_2. \quad (5)$$

Результаты расчета по формуле (5) проверяются на выполнения неравенства (1). В случае невыполнения переходят к расчету в следующей точке по аналогичному принципу.

Точка N. В общем случае ширина срезов от режущих зерен, вступивших в работу при перемещении сечения АД из точки $N-1$ в N :

$$b'_N = A \cdot E_N \sum_{i=1}^{N'} F(i\Delta R) \cdot (\sqrt{K_d - N' + 1} - \sqrt{K_d - N'}) \cdot b[(N' - i + 1)\Delta R], \quad (6)$$

где N' – номер исследуемого интервала, $N' = 1, 2, 3, \dots, K_d$;

i – номера интервалов, входящих в N' , $i = 1, 2, 3, \dots, N'$.

Вероятность появления единичных срезов:

$$E_N = 1 - \frac{b_{N-1}}{10^3}.$$

Суммарная ширина срезов в точке N с учетом обработки в предыдущих точках:

$$b_N = b_{N-1} + b'_N. \quad (7)$$

Величини, входящие в формулу (6), рассчитываются по следующим зависимостям:

$$F(i\Delta R) = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\frac{\Delta R^m}{X_0}\right), & \text{при } i = 1; \\ \exp\left(-\frac{(i-1) \cdot \Delta R^m}{X_0}\right) - \exp\left(-\frac{i \cdot \Delta R^m}{X_0}\right), & \text{при } i \geq 1; \end{cases} \quad (8)$$

где m и X_0 – параметры распределения Вейбулла, описывающего распределение вершин зерен на РПК по высоте.

Ширина единичного среза определяется по зависимостям:

$$b'[(N-i+1)\Delta R] = \begin{cases} 2 \cdot \sqrt{2 \cdot \rho [(N'-i+1) \cdot \Delta R] - [(N'-i+1)\Delta R]^2}, \\ \text{при } (N-i+1)\Delta R < \rho \cdot (1 - \sin \frac{\varepsilon}{2}); \\ 2 \cdot \left\{ \sqrt{2 \cdot \rho \cdot a_z^2 - a_z^2} + [(N-i+1) \cdot \Delta R - a_z] \cdot \operatorname{tg} \frac{\varepsilon}{2} \right\}, \\ \text{при } (N-i+1)\Delta R \geq \rho \cdot (1 - \sin \frac{\varepsilon}{2}); \end{cases} \quad (9)$$

$$a_z - \text{толщина единичного среза, } a_z = \rho \cdot \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2}\right);$$

ε, ρ – угол заострения и радиус округления вершины конической модели зерна соответственно.

Как отмечалось ранее, минимально допустимое значение величины интервала расчета ΔR определяется, исходя из условия вероятного попадания в него минимум одного зерна. Тогда формула для расчета минимальной величины ΔR при внутреннем шлифовании будет иметь вид:

$$\frac{B \cdot 60 \cdot V_k}{V_d \cdot S_{zn}^2} \cdot 2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_k \cdot R_d \cdot \Delta R \cdot 10^{-3}}{R_d - R_k}} \cdot F(\Delta R) \geq 1, \quad (10)$$

где B – ширина шлифовального круга, мм.

Неравенство (10) рассчитывается последовательным увеличением интервала ΔR с принятым шагом до выполнения условия.

Для анализа высоты неровностей профиля R_{max} на поверхности резания с использованием предложенной методики была разработана программа для ПЭВМ в среде Mathcad.

Расчеты были выполнены для условий внутреннего шлифования кругом 1A1 40×16×10×5 AC6 100/80 4 M2-01 при следующих режимах: $V_k = 25$ м/с, $V_d = 3, 6, 9$ м/мин, диаметр внутреннего шлифуемого отверстия $D_d = 50$ мм.

Параметры рельефа рабочей поверхности круга: модель зерен – конус с округленной вершиной радиусом $\rho = 6,69$ мкм и углом заострения $\varepsilon = 91^\circ$, расстояние между рабочими зёрнами на РПК $S_{zp} = 0,32$ мм, распределение разновысотности зерен описывается законом Вейбулла с параметрами $X_0 = 81,2$ и $m = 1,45$. Величина интервала расчета принята $\Delta R = 0,12$ мкм и удовлетворяет условию неравенства (10).

Результаты расчета для фактической глубины шлифования $t_\phi = 0,01$ мм представлены на рис. 2 и показывают, что существует точка на дуге контакта круга с заготовкой, в которой высота неровностей R_{max} приобретает максимальное значение и снижается при дальнейшем

перемещении рассматриваемого сечения до точки врезания круга в заготовку. С увеличением скорости детали V_d высота неровностей R_{max} увеличивается и точка максимума достигается при больших значениях длины дуги контакта круга с заготовкой.

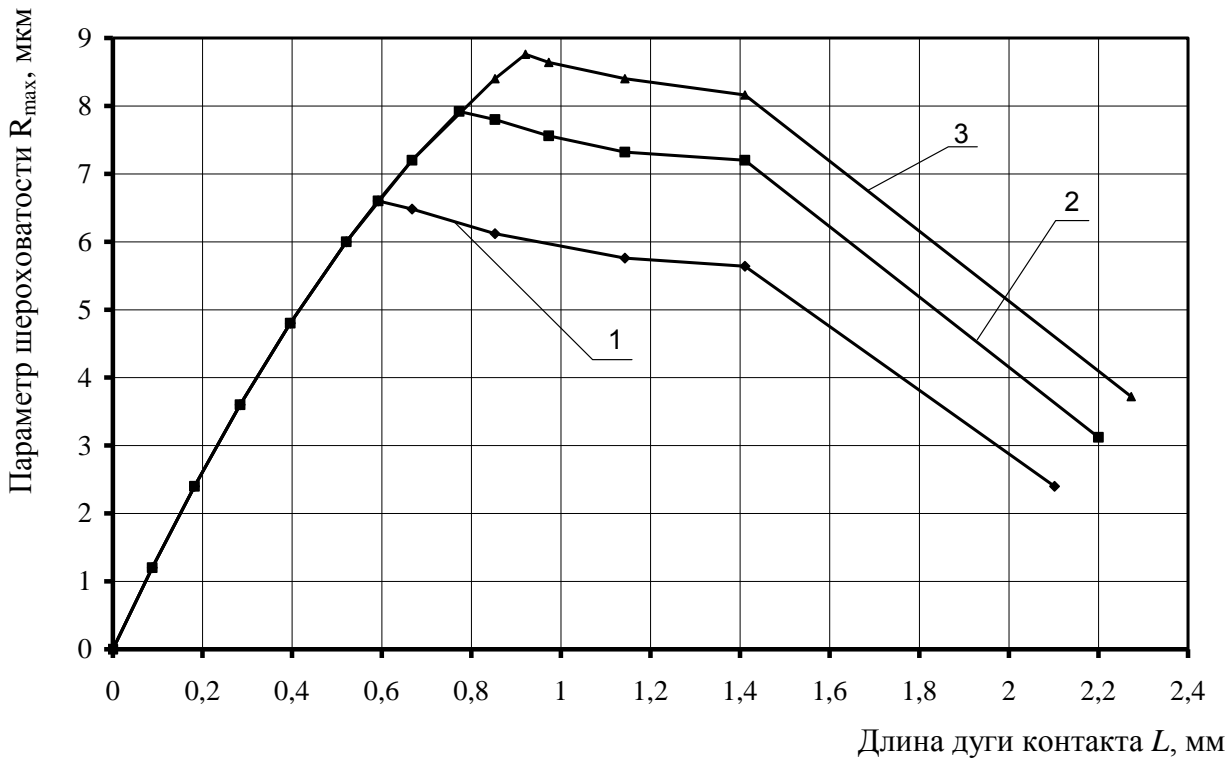


Рис. 2 - Влияние скорости детали на наибольшую высоту неровностей поверхности резания: $V_d = 3$ (1), 6 (2), 9 (3) м/мин

Таблица. 1

Влияние глубины шлифования на наибольшую высоту неровностей поверхности резания

Скорость детали V_d , м/мин	Глубина шлифования t_{ϕ} , мм	Наибольшая высота неровностей R_{max} , мкм
3	0,05	4,8
	0,01	6,6
	0,015	7,4
6	0,05	5,0
	0,01	7,9
	0,015	9,1
9	0,05	5,0
	0,01	8,8
	0,015	10,3

С увеличением глубины шлифования t_{ϕ} наибольшая высота неровностей на поверхности резания также увеличивается. Значения параметра шероховатости R_{max} в точках максимума для различных глубин шлифования приведены в таблице.

Наибольшая высота неровностей поверхности резания R_{max} определяет глубину внедрения РПК в обрабатываемый материал. Поэтому, чтобы исключить контактирование

материала заготовки со связкой шлифовального круга, необходимо чтобы наибольшая высота неровностей, формирующихся на поверхности резания в процессе шлифования была меньше величины выступания зерен из связки круга H , т.е. $R_{max} < H$.

Выводы

1. Увеличение скорости детали V_d и фактической глубины t_f при внутреннем шлифовании приводит к росту наибольшей высоты неровностей R_{max} на поверхности резания.

2. Наибольшая высота неровностей R_{max} на поверхности резания определяет зазор между связкой круга и обрабатываемой поверхностью. Во избежание контакта связки круга с обрабатываемым материалом необходимо, чтобы величина выступания зерен из связки H была больше высоты неровностей на поверхности резания R_{max} .

Литература: 1. Работоспособность алмазных кругов/ М.Ф. Семко, М.Д. Узунян, Ю.А. Сизый, М.С. Пивоваров. – К.: Техніка, 1983. – 95 с. 2. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей. – Донецьк: ДВНЗ „ДонНТУ”, 2008. – 222 с. 3. Матюха П.Г., Полтавець В.В. Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – 164 с. 4. Матюха П.Г., Терехова Л.К. Исследование высоты неровностей профиля поверхности резания при шлифовании // Резание и инструмент. 1990. Вып. 44. С. 114-121. 5. Матюха П.Г. Исследование форм среза при врезном алмазно-искровом шлифовании // Синтетические алмазы. 1979 г. Вып. 1. С. 39-42.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ РЕЗАНИЯ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ

Матюха П.Г., Габитов В.В.

В статье был проведен анализ изменения параметров шероховатости поверхности резания при внутреннем шлифовании. Определено, что увеличение скорости резания материала и глубины шлифования приводит к увеличению максимальной высоты неровности поверхности резания.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВИСОТИ НЕРІВНОСТЕЙ ПРОФІЛЮ ПОВЕРХНІ РІЗАННЯ ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ШЛІФУВАННІ

Матюха П.Г., Габітов В.В.

У статті був проведений аналіз зміни параметрів шорсткості поверхні різання при внутрішньому шліфуванні. Визначено, що збільшення швидкості різання матеріалу і глибини шліфування призводить до збільшення максимальної висоти нерівності поверхні різання.

INVESTIGATION OF THE HEIGHT OF ROUGHNESS PROFILE OF THE CUT SURFACE WITH INTERNAL GRINDING

Matyukha P.G., Gabitov V.V.

In this article was analyze change parameters of roughness cutting surface with inside cut-in grinding. Find, that extension of work-material rate and depth of grinding result in extension maximum height of surface imperfections cutting surface.

Ключевые слова: высота неровностей профиля, поверхность резания, внутреннее шлифование.

Ключеві слова: висота нерівностей профілю, поверхня різання, внутрішнє шліфування.

Key words: the height of roughness profile, the cut surface, internal grinding.

УДК 621.833

Мироненко Е.В., Клочко А.А., Лебединский В.С.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС И РЕЕК ДИСКОВЫМИ СБОРНЫМИ ФРЕЗАМИ С РАЗДЕЛЬНОЙ СХемой РЕЗАНИЯ

Введение

Технологические особенности предварительной обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес и реек с твердостью HB280...350 твердосплавным инструментом прежде всего базируются на выборе рациональных схем формообразования.

Поэтому исследование технологических процессов предварительной зубообработки является научной проблемой.

Тяжелые зубообрабатывающие станки по жесткости и быстроходности не предназначены для работы твердосплавными фрезами, т.к. при профильном предварительном формообразовании возникают значительные усилия резания.

Технологический процесс предварительной зубообработки крупномодульных закаленных колес и реек отличается повышенной сложностью образования стружки во впадине зубьев [1]. Поэтому для эффективного исследования технологического процесса предварительного формообразования профиля крупномодульных закаленных зубчатых колес и реек предложен технологический метод с отдельной схемой резания с использованием дисковых модульных фрез (рис. 1).

Основная часть

С целью решения актуальных вопросов технологических особенностей кинематики предварительной обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес и реек твердосплавным инструментом для реализации отдельных схем резания предложен зубообрабатывающий инструмент, который представляет собой как спаренные дисковые фрезы с механическим креплением режущих пластин (рис. 1), так и отдельные дисковые фрезы.

На рис. 1 показаны конструктивные особенности спаренных дисковых фрез. Комплект состоит из правой 1 и левой 2 фрез, установленных на цилиндрическую оправку. Режущие элементы 3 левого корпуса 2 по окружности не совпадают с расположением зубьев правого корпуса 1. Эта конструктивная особенность вытекает из результатов исследований по стабилизации сил резания.

По функциональному назначению режущие элементы имеют 6 различных расположений. Схема расположения режущей пластины *a* формирует левую часть впадины. Окончательную обработку впадины осуществляет режущая пластина *б*, смещенная от оси. Левая боковая поверхность зубьев последовательно формируется режущими пластинами *в* и *д*, правая - *г* и *е*.

Режущие элементы объединены в 5 групп по 6 элементов в каждой. Фреза содержит 30 режущих пластин. Угловое положение определяется угловым шагом β . Режущие пластины *a* и *б* являются прорезными и обрабатывают дно впадины зубьев окончательно. После обработки боковых поверхностей зубьев профильным формообразованием режущими пластинками *в*, *г*, *д* и *е* остается припуск, равный 0,8мм на толщину зуба. Передний и задний углы у режущих пластин *a* и *б* равны 6° , а у режущих пластин *в*, *г*, *д* и *е* эти углы равны 3° .

В качестве режущих пластин используются специальные твердосплавные пластинки со следующими размерами: 5x16x16мм - для модуля 8 и 10мм, 5x16x20мм - для модуля 12-20мм. Материал пластинок – твердый сплав марки ВК-10Х0М. Наружный диаметр фрез

равен 285мм. Корпус фрез изготовлен из стали 40X, прошедшей термическое улучшение до твердости HB 280-350.

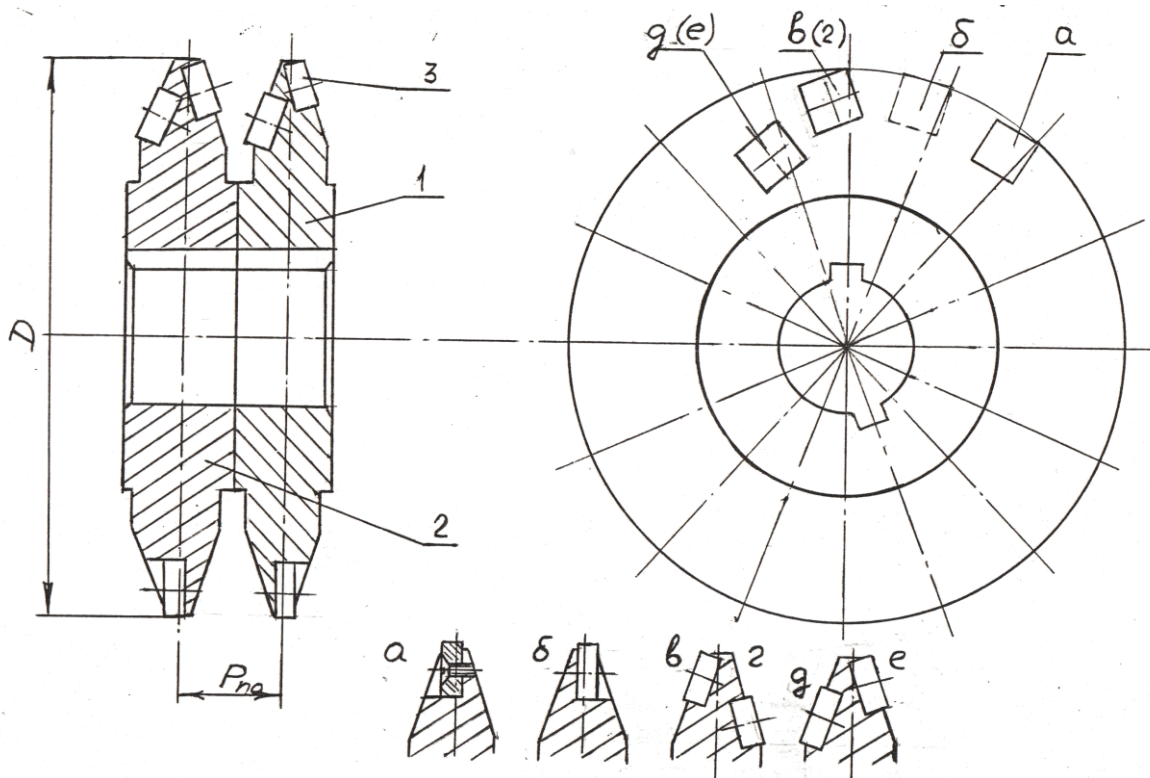


Рис. 1 – Дисковая фреза для обработки зубьев реек

Для изготовления фрез разработано специальное приспособление (рис. 2), обеспечивающее принцип постоянства технологических и конструкторских баз. Использование при обработке посадочных мест под режущие элементы высокоточного оборудования с ЧПУ и специально разработанной методики расчета углов настройки позволило изготовить фрезы с достаточно высокой точностью.

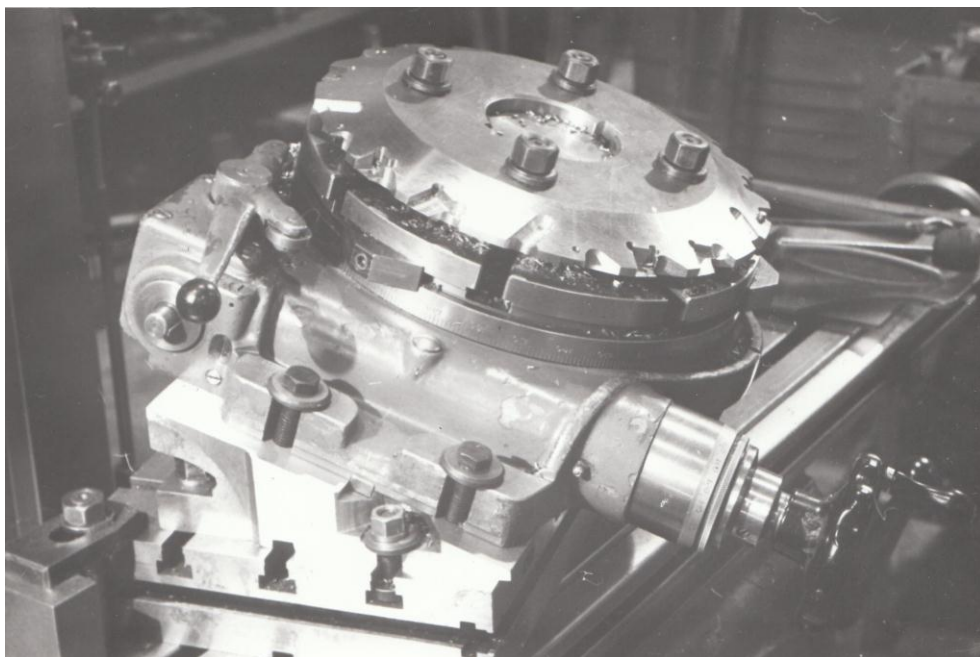


Рис. 2 – Специальное приспособление для фрезерования посадочных гнезд под пластинки

Общий вид дисковой зуборезной фрезы с механическим креплением пластинок показан на рис. 3.

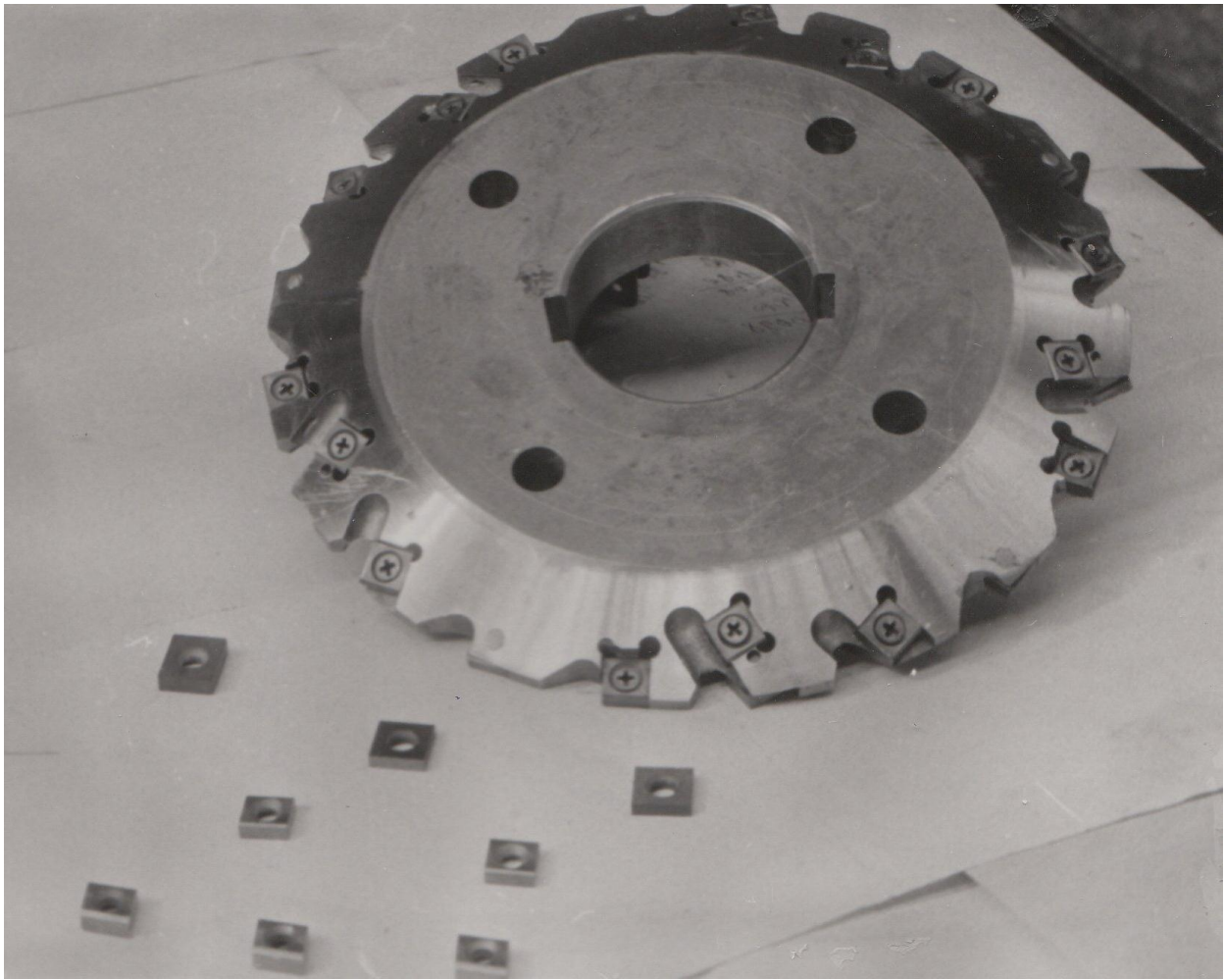


Рис. 3 – Дисковая зуборезная фреза с механическим креплением пластинок

Опытно-промышленные испытания инструмента проводились по следующей методике: испытания включают два этапа: 1 этап – при постоянной скорости резания ($V=\text{const}$) изменяли минутную подачу инструмента; 2 этап – при постоянной минутной подаче ($S_m=\text{const}$) изменяли скорость резания. Параметрами оптимизации приняты стойкость инструмента при заданной степени износа с учетом качества обработанной поверхности и производительности обработки.

Испытания проводились на рейкофрезерном станке мод. КУ-304 (рис. 4) и вертикальном зубофрезерном станке мод. 5К328 при обработке зубчатых реек и колес, изготовленных из сталей 40Х, 45, и АЦ40Х. Глубина резания выбиралась такой, чтобы обеспечить окончательную обработку галтелей зубьев, а на рабочей поверхности оставить припуск, равный 0,8мм на толщину зуба по измерительной хорде.

Режимы резания при испытаниях выбраны таким образом, чтобы гарантировано с необходимым запасом обеспечить получение оптимальных значений скорости и подачи. Так, скорость резания изменяли от 80 до 250м/мин, а подачу - от 1,25 до 3,5 м/с.

Для рационального ограничения количества опытов исследования выполнялись с использованием принципов планирования экстремальных экспериментов [2]. В результате проведенных исследований определены режимы резания, обеспечивающие высокую производительность и требуемое качество обработки поверхности зубьев колес и реек с учетом технологических возможностей и технического состояния зуборезного оборудования.

Проведены эксперименты на измерительной системе “СКИФ” по исследованию на

образцах-темплетах степени наклепа поверхностного слоя при различных режимах обработки. Данный метод позволяет косвенно оценивать уровень технологического процесса, установить момент появления признаков затупления режущих пластинок, характер стружкообразования и др.

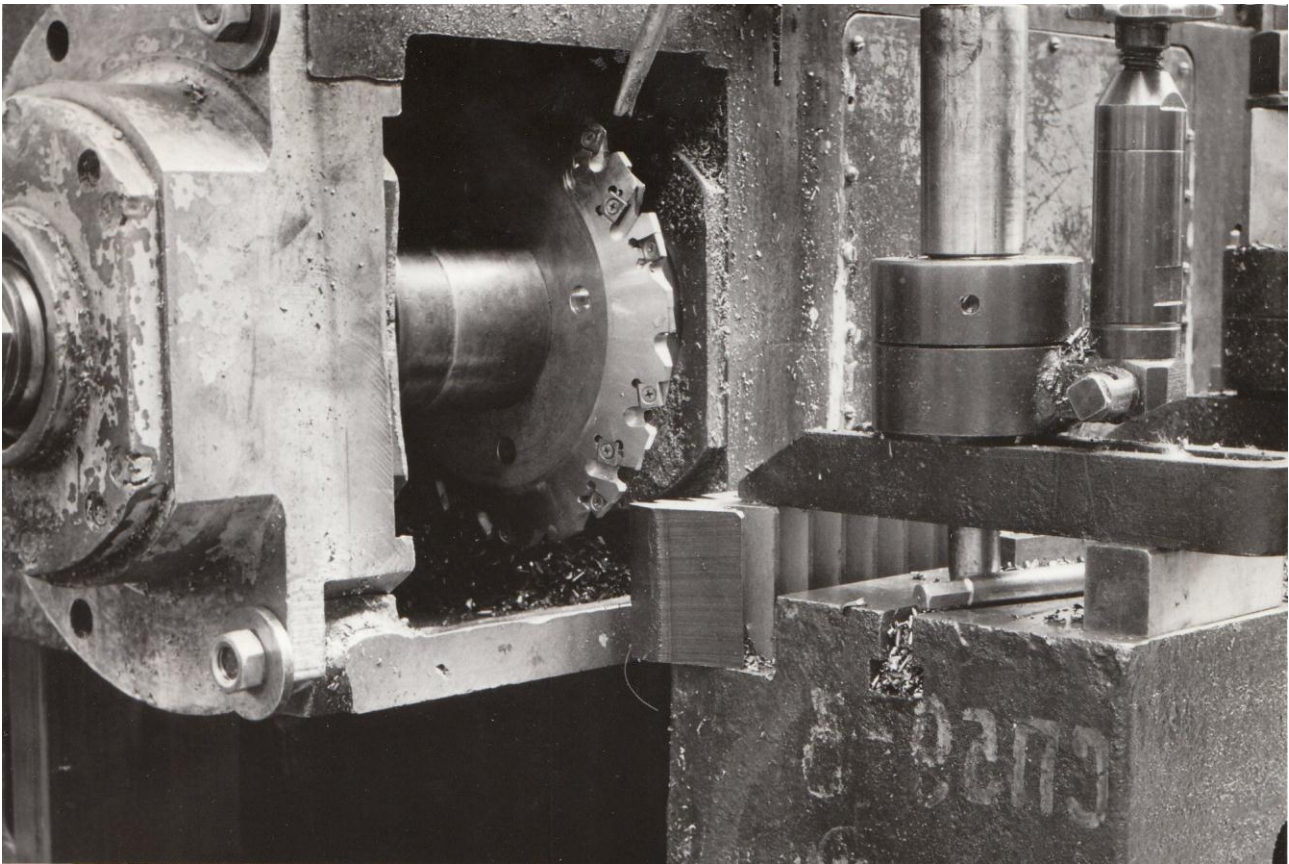


Рис.4 – Профильная обработка зубчатых реек дисковой фрезой на рейкофрезерном станке мод. КУ-304

В результате исследований определены оптимальные для дисковых фрез модулем 8-20мм режимы резания: скорость $V=1,25 - 3,5$ м/с, подача $S_m=120-150$ мм/мин. Стойкость фрез до износа пластин по задней грани в пределах 1мм составила 180 мин при обработке без охлаждения и 300 - 360 мин - с охлаждением. Использование пластин с износостойким покрытием на установке “Булат-6” обеспечивает увеличение стойкости в 1,3-1,5 раза.

Сборные дисковые фрезы с отдельной схемой резания, оснащенные твердосплавными непорочиваемыми пластинками, предназначены для предварительного нарезания зубьев колес и реек модулем 8-20мм. Наилучшие результаты по стойкости инструмента обеспечиваются при использовании СОЖ [3]. При работе твердосплавными дисковыми фрезами на повышенных режимах необходимо обеспечить достаточно жесткое закрепление заготовки. Для этого рекомендуется использовать специальные приспособления. Для удобства расчетов в табл. 1 приведены исходные зависимости для определения режимов резания и основного времени при предварительном нарезании зубьев колес и реек дисковыми фрезами. Рекомендуемые режимы резания при нарезании зубчатых колес и реек модулем 8-20мм приведены в табл. 2.

Допускаемый износ зубьев фрезы по задней поверхности при черновой обработке составляет не более 0,8-1,2мм. Скорости резания, указанные в табл. 2, рассчитаны для стойкости фрезы $T=6$ час. При использовании спаренных фрез значение S_m следует умножать на коэффициент 0,8.

Таблиця 1

Зависимости для определения режимов резания и основного времени при предварительном нарезании зубьев колес и реек дисковыми фрезами

Параметр	Определение	Формула или обозначение
Частота вращения фрезы, об/мин	-	$n = \frac{1000 \cdot V}{\pi \cdot D_{фр}}$
Скорость резания, м/мин	Окружная скорость фрезы	$V = \frac{\pi \cdot D_{фр} \cdot n}{10^3},$
Глубина фрезерования, мм	Глубина врезания фрезы	t
Подача, мм/зуб	Перемещение фрезы вдоль зуба за период поворота фрезы на один ее зуб (на $1/Z_{ф}$)	S_z
Подача, мм/об	Перемещение фрезы вдоль зуба за один оборот фрезы	$S_o = S_z \cdot S_{ф} = \frac{S_m}{n}$
Подача, мм/мин	Перемещение фрезы вдоль зуба за 1 мин	$S_m = S_o \cdot n = S_z \cdot z_{ф} \cdot n$
Стойкость, ч	Время работы фрезы между переточками	T
Основное (машинное) время рабочего хода, мин	Время прорезания одной впадины, включая время на врезание и перебег фрезы	$T_p = \frac{L}{S_m}$
Время холостого хода, мин	Время холостого хода после прорезания впадины	$T_x = \frac{L}{S_{м.х.}}$
Время деления, мин	Время деления нарезаемой рейки	T_d
Основное время на один зуб, мин	Время на обработку одной впадины	$T_{oi} = T_p + T_x + T_d$
Основное время на обработку рейки, мин	Время нарезания всех зубьев колес и реек	$T_o = \frac{T_{oi} \cdot z}{k},$ где k – число одновременно работающих фрез

Таблиця 2

Рекомендуемые режимы резания при нарезании зубчатых реек дисковыми фрезами, оснащенными твердосплавными пластинками BK10X0M

Модуль, мм	Диаметр фрезы, мм	Обрабатываемый материал					
		сталь 45, 40X, АЦ40Х					
		HB 167...217			HB 240		
		V	n	S _m	V	n	S _m
8	285	120	110	120	100	100	110
10	285		110	120		90	100
12	285		90	\100		80	90

Для решения задач, связанных с повышением режимов механической обработки при черновом зубофрезеровании колес и реек, наиболее эффективным направлением является технологический процесс зубообработки дисковыми фрезами, оснащенными твердосплавными неперетачиваемыми пластинками.

Объемы производства зубчатых передач имеют тенденцию к расширению как на предприятиях станкоинструментальной промышленности, так и на заводах тяжелого машиностроения, что вызывает необходимость в изыскании и разработке новых методов высокопроизводительной механической обработки.

Решающим фактором, влияющим на процесс формообразования зубьев, является стабилизация сил резания на протяжении всего цикла прохождения режущих элементов фрезы через зону резания.

Выводы

В результате опытно-промышленных исследований установлены оптимальные значения режимов резания: скорость - 1,25 - 3,5 м/с, подача - 90-120мм/мин. разработаны рабочие чертежи и изготовлен опытно-промышленный комплект дисковых фрез для нарезания зубьев реек модулем 8-12мм.

Технологическое обеспечения производительности предварительной обработки закаленных колес и реек тесно связано с выбором оптимальных схем резания, назначением максимальных режимов резания, конструированию сборного инструмента с неперетачиваемыми твердосплавными пластинками, позволяющими существенно экономить расход твердого сплава, повысить культуру производства.

Литература: 1. Тимофеев Ю.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф. Технология зубофрезерования закаленных крупномодульных колес специальными червячными фрезами с минимизирующими параметрами главных режущих кромок. - Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямом "Інженерна механіка"), м.Луцьк. Випуск 29. - 2010, С. 209-216. 2. Налимов В.В., Чернова Н.А. Статические методы планирования экстремальных экспериментов. - М.: Наука, 1965. - 340с. 3. Мироненко Е.В., Суслов А.Г., Клочко А.А. и др. Масляная СОЖ при зубообработке: эффективность и перспективы их применения. Металлообработка. Оборудование и инструмент для профессионалов. Международный информационно-технический журнал. - Харьков, №5 2008.- С 70-73.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ТЕХНОЛОГІЯ ПОПЕРЕДНЬОЇ ОБРОБКИ ЗАГАРТОВАНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС І РЕЙОК
ДИСКОВИМИ ЗБІРНИМИ ФРЕЗАМИ З РОЗДІЛЬНОЮ СХЕМОЮ РІЗАННЯ

Мироненко Е.В., Клочко А.А., Лебедінський В.С.

У статті розглянуті питання технологічного забезпечення продуктивності попередньої обробки загартованих коліс і рейок, вибір оптимальних схем різання, призначенням максимальних режимів різання, конструювання збірного інструменту з непереточуваними твердосплавними пластинками, що дозволяють істотно економити витрату твердого сплаву, підвищити культуру виробництва.

ТЕХНОЛОГИЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ
КОЛЕС И РЕЕК ДИСКОВЫМИ СБОРНЫМИ ФРЕЗАМИ С РАЗДЕЛЬНОЙ СХЕМОЙ
РЕЗАНИЯ

Мироненко Е.В., Клочко А.А., Лебединский В.С.

В статье рассмотрены вопросы технологического обеспечения производительности предварительной обработки закаленных колес и реек, выбор оптимальных схем резания, назначением максимальных режимов резания, конструированию сборного инструмента с неперетачиваемыми твердосплавными пластинками, позволяющими существенно экономить расход твердого сплава, повысить культуру производства.

TECHNOLOGY OF ROUGH-DOWN OF HARD-TEMPERED GEAR-WHEELS AND
LATHS BY DISK COLLAPSIBLE MILLING CUTTERS WITH SEPARATE CHART OF
CUTTING

Mironenko E.V., Klochko a.a., Lebedinskiy V.S.

The questions of the technological providing of the productivity of rough-down of hard-tempered wheels and laths, choice of optimum charts of cutting, are considered in the article, setting of the maximal modes of cutting, to constructing of collapsible instrument with neperetachevaemymi hard-alloy plates, allowing substantially to save the expense of carboloy, promote the culture of production.

Ключевые слова: фреза, режущая пластина, рейка, корпус, станок, зубчатое колеса, твердый сплав.

Ключові слова: фреза, ріжуча пластина, рейка, корпус, верстат, зубчасте колеса, твердий сплав.

Key words: milling cutter, cutting plate, lath, corps, machine-tool, toothed wheels, carboloy.

УДК 621.923:621.90.17

Покинтелица Н.И.

СевНТУ, г. Севастополь, Украина

ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ И ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ НА ХАРАКТЕР ИХ ИЗМЕНЕНИЯ

Введение

Высокие эксплуатационные свойства деталей, их надежность и долговечность в значительной степени определяются состоянием поверхности после обработки.

При обработке заготовок резанием под действием прилагаемых сил в металле поверхностного слоя происходит пластическая деформация, сопровождающаяся его деформационным упрочнением (наклепом). Интенсивность и глубина распространения наклепа возрастает с увеличением сил и продолжительности их воздействия, а также с повышением степени пластической деформации металла поверхностного слоя, изменения контактной температуры. Конечное состояние металла поверхностного слоя определяется соотношением скоростей протекания процессов упрочнения и разупрочнения, зависящим от преобладания действия в зоне резания силового и теплового фактора.

Изучению особенностей процесса термофрикционного резания (ТФР) сталей посвящен ряд работ, в которых достаточно широко представлены результаты исследований процесса стружкообразования, износа, энергосиловых параметров и т.д. [1, 3]. Однако, до настоящего времени у исследователей нет единого мнения по вопросу влияния режимов резания, геометрических параметров инструмента, свойств обрабатываемых материалов на глубину и степень наклепа.

Целью настоящей работы является исследование показателей качества обработанной поверхности при термофрикционной обработке (ТФО) сталей режущими дисками (РД) и определение влияния параметров режима резания на характер их изменения.

Основная часть

Степень упрочнения материала поверхностного слоя деталей оказывает существенное влияние на их эксплуатационные характеристики (износостойкость, усталостную прочность, коррозионную стойкость и т.д.). В зависимости от условий эксплуатации деталей материал их рабочих поверхностей должен либо обладать повышенной твердостью, что может быть достигнуто поверхностным пластическим деформированием, либо его наклеп после обработки должен быть минимальным. Характер взаимодействия рабочих поверхностей РД с обрабатываемым материалом, основанный на принципе высокоскоростного скольжения, позволяет регулировать степень и глубину наклепа обрабатываемого материала. Изменяя режимы обработки, можно осуществлять одновременно резание и упрочнение.

Как известно, состояние обработанной поверхности характеризуется параметрами шероховатости, микротвердостью, величиной и знаком остаточных напряжений, а также глубиной их залегания.

Исследовано состояние поверхностного слоя деталей из сталей 45, 12Х13, 12Х18Н12Т, 38ХГН и 09Х15Н8Ю. Обработка производилась на вертикально-фрезерном станке с мощностью привода главного движения 14 кВт на следующих режимах:

- при ширине обрабатываемой поверхности 60...70 мм и толщине среза 2,5...1 мм, подача стола составляла 160...315 мм/мин;
- при ширине обработки 80...100 мм и той же толщине среза, подача стола – 100...250 мм/мин. Частота вращения шпинделя 1600...2500 мин⁻¹;
- материал РД – сталь 50. Геометрические параметры: $D = 500$ мм, $\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 10^\circ$.

Как показали измерения, при ТФО поверхность заготовки из стали 45 нагревается до 500...600°C, поверхность заготовок из сталей 12Х13 и 12Х18Н12Т – 550...650°C, 38ХГН и

09X15H8Ю – 600...750°C. Известно, что нагрев зоны резания до 900°C является средним для большинства углеродистых и легированных сталей [2].

Исследования химического состава сталей после обработки не показали изменения содержания элементов. Металлографические исследования поверхностного слоя и по сечению образцов показали наличие зоны термического влияния на глубину до 0,6 мм. В поверхностном слое деталей на глубину до 0,2 мм наблюдается значительное изменение зерна основной структуры и увеличение твердости. По сечению наблюдается постепенное уменьшение твердости и укрупнение зерен микроструктуры. На глубине свыше 1 мм сталь 45 имеет основную структуру без каких-либо изменений.

Металлографические исследования по сечению образцов показали, что под действием температуры и удельных давлений, сопровождающих процесс резания, в поверхностном слое происходят сложные деформации – сдвиг со сжатием; зерна микроструктуры вытягиваются в направлении обработки.

Сталь 45 примерно до 0,2 мм имеет мелкодисперсную структуру, типа тростит, в более глубоких слоях количество тростита уменьшается, появляется феррит, происходит постепенно переход к перлитно-ферритной структуре сердцевины (рис. 1).

Изменения в микроструктуре поверхностного слоя стали 45 свидетельствуют о том, что в процессе резания он нагревается до 500...600 °С.

На рис. 2 показано изменение микротвердости поверхностного слоя деталей из исследуемых сталей, обработанных РД. Упрочнение поверхностного слоя происходит на глубину до 0,5 мм. Снижение микротвердости происходит постепенно. На глубине свыше 0,6 мм сохраняется микротвердость основного металла.

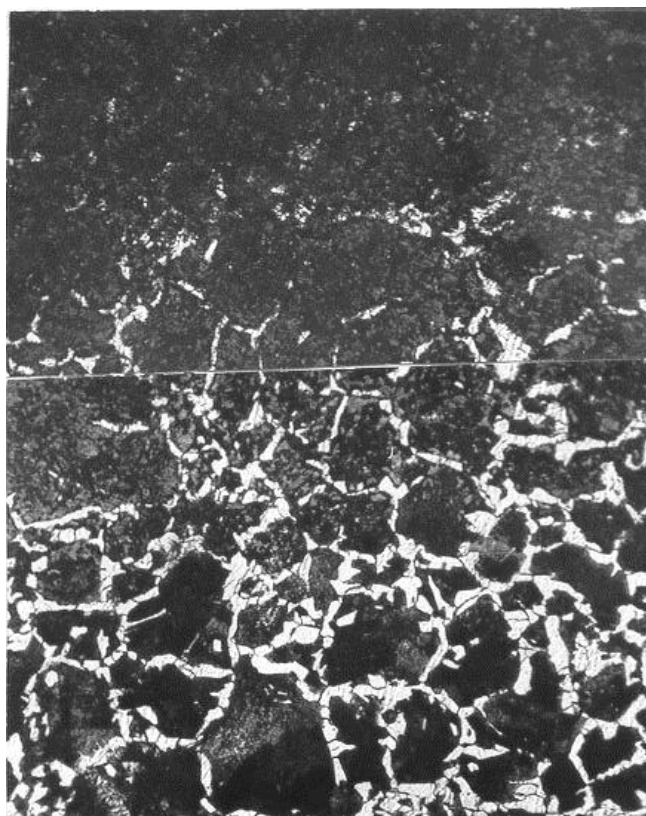


Рис. 1 – Микроструктура поверхностного слоя заготовки из стали 45, обработанной РД (увеличение $\times 200$)

Важной характеристикой физического состояния поверхностного слоя является глубина, величина и знак остаточных напряжений. При ТФО сталей остаточные напряжения возникают в результате неравномерности пластической деформации и значительного нагрева

поверхностных слоев.

На обрабатываемую поверхность действует нормальная сила, вызывающая сжатие поверхностных слоев, и сила трения, вызывающая пластическое растяжение верхних слоев.

Температура, развивающаяся в процессе резания, играет большую роль в формировании свойств поверхностного слоя.

Под действием нагрева верхние слои стремятся удлиняться, но этому оказывают сопротивление более холодные нижние слои, что приводит к появлению напряжений сжатия в поверхностном слое.

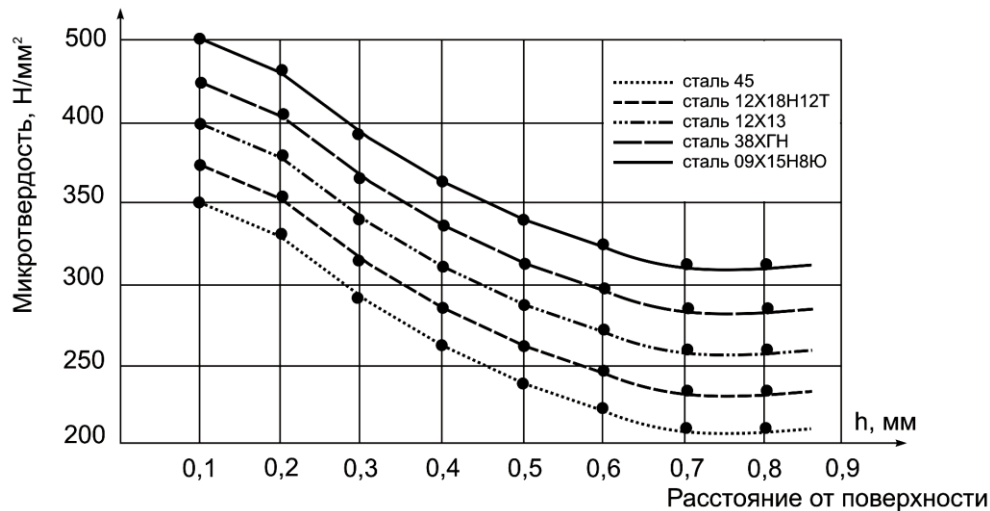


Рис. 2 – Изменение микротвердости поверхностного слоя

В процессе ТФР в поверхностном слое материала возникают значительные остаточные напряжения, величина, знак и характер распределения которых не только определяют вид дальнейшей обработки, но и в значительной степени влияют на усталостную прочность, следовательно, и на эксплуатационные свойства деталей машин.

Исследование остаточных напряжений проводилось на образцах из стали 45, обработанных РД. Для сравнения полученных данных часть экспериментов была выполнена на образцах из стали 09X15H8Ю (рис. 3, 4).

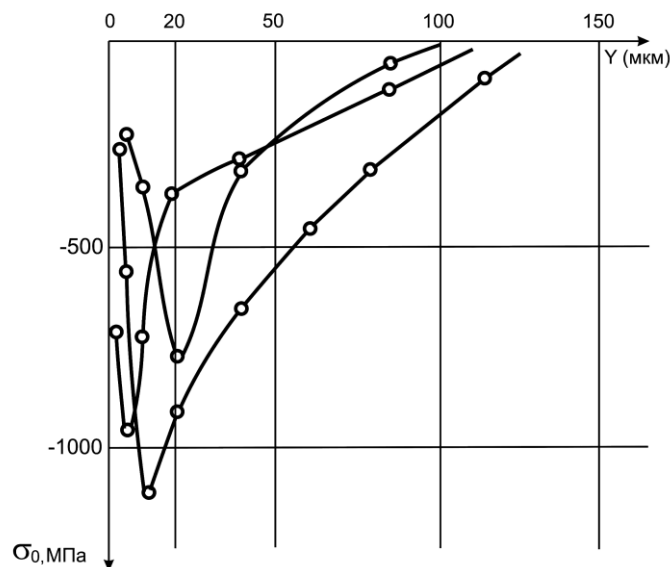


Рис. 3 – Остаточные напряжения в поверхностном слое заготовки из стали 09X15H8Ю

В рассматриваемом случае в тонких поверхностных слоях образцов напряжения по глубине изменяются довольно значительно и на некотором расстоянии от поверхности меняют свой знак.

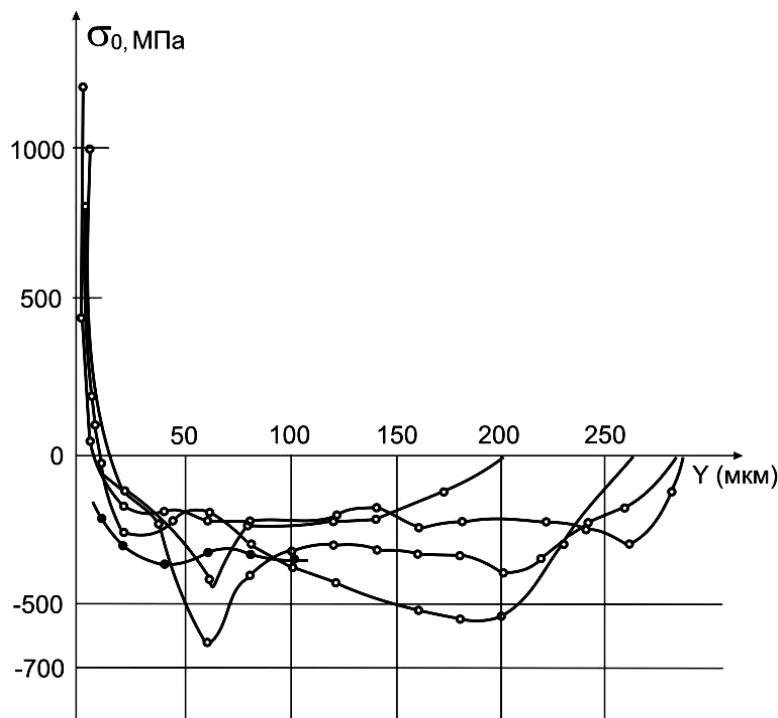


Рис. 4 – Остаточные напряжения в поверхностном слое заготовки из стали 45

Результаты исследований показали, что в деталях из стали 09X15H8Ю в поверхностном слое возникают сжимающие остаточные напряжения, максимум которых составляет $\sigma_0 = -750 \dots 1100$ МПа, глубина залегания $y = 100 \dots 140$ мкм; в деталях из стали 45 в поверхностном слое в тонких слоях, глубиной от 7 до 14 мкм, концентрируются растягивающие остаточные напряжения с максимумом на поверхности образца $\sigma_0 = 450 \dots 1170$ МПа, которые далее переходят в сжимающие $\sigma_0 = -200 \dots 600$ МПа и залегают на глубину $y = 100 \dots 300$ мкм.

Глубина залегания активной части составляет 20...30 мкм, микротрещины отсутствуют. Шероховатость обработанной поверхности соответствует Rz80–Rz40.

К числу технологических факторов, оказывающих существенное влияние на остаточные напряжения, относится скорость вращения РД V_d , определяющая температуру нагрева зоны резания. С увеличением V_d сжимающие остаточные напряжения несколько уменьшаются, а затем, при $V_d > 50$ м/с, существенно возрастают. Характер изменения величины остаточных напряжений в верхних сечениях коррелируется с изменениями максимальной величины растягивающих напряжений.

Одной из главных причин существенного повышения поверхностных остаточных напряжений сжатия при обработке стали 45 является снижение температуры в зоне обработки за счет значительной величины коэффициента теплопроводности.

Исследованиями установлено, что, несмотря на большую скорость протекания процесса образования поверхностного слоя, температура существенно влияет на его структуру и напряженное состояние. Под действием высокой температуры происходит снижение сжимающих остаточных напряжений в поверхностном слое из-за повышения пластичности металла в момент формирования поверхностного слоя, а также из-за структурных превращений. Так, повышением температуры в зоне обработки можно объяснить имеющее место снижения сжимающих напряжений с увеличением скорости резания V .

Выводы

При ТФО процесс взаимодействия обрабатываемого материала с передней и задней поверхностью инструмента сопровождается интенсивным контактным термопластическим деформированием.

Поверхностный слой имеет деформированную структуру и получает упрочнение (наклеп). Микротвердость на глубине до 0,5 мм может превышать исходную в 1,3–1,5 раза, а на глубине 0,6 мм – равна исходной. При ТФО обеспечивается шероховатость поверхности Rz40–Rz80; в поверхностном слое легированных сталей формируются благоприятные сжимающие напряжения.

На характер изменения остаточных напряжений существенное влияние оказывают параметры режима резания и температура в зоне контакта РД с материалом заготовки.

Перспективой дальнейших исследований в данном направлении является определение показателей качества обработанной поверхности заготовок из чугуна и цветных сплавов.

Литература: 1. Зарубицкий Е.У. Разработка и исследование процесса эффективности термофрикционной обработки металлов / Е.У. Зарубицкий.– Киев: ВИПОЛ, 1993. –76 с. 2. Кравченко Б.А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов / Б.А. Кравченко. – Куйбышев: Куйбышевское кн. изд-во, 1962. – 180 с. 3. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов.– М.: Машиностроение, 1992.– 240 с. 4. Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения / В.А. Балакин.– М.: Машиностроение, 1980.– 136 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ И ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ НА ХАРАКТЕР ИХ ИЗМЕНЕНИЯ

Покинтелица Н.И.

В процессе проведения работы было произведено исследование показателей качества обработанной поверхности при термофрикционной обработке сталей режущими дисками и определение влияния параметров режима резания на характер их изменения.

ПОКАЗНИКИ ЯКОСТІ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ПРИ ТЕРМОФРІКЦИОННОЇ ОБРОБЦІ СТАЛЕЙ І ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ РІЗАННЯ НА ХАРАКТЕР ЇХ ЗМІНИ

Покинтелица Н.И.

У процесі проведення роботи було вироблено дослідження показників якості обробленої поверхні при термофрікціонній обробці сталей ріжучими дисками і визначення впливу параметрів режиму різання на характер їх зміни.

INDEXES OF QUALITY OF THE TREATED SURFACE AT TERMOFRIKCIIONNOY TREATMENT OF STALEY AND INFLUENCE OF PARAMETERS OF CUTTING MODE ON CHARACTER OF THEIR CHANGE

Pokintelica N.I.

The results of researches of indexes of quality of the treated surface are presented at thermofrictional treatment of steels by cuttings disks and determinations of influence of parameters of the cutting mode on character of their change.

Ключевые слова: Качество, повеерхность, термофрикция, режим, резание.

Ключові слова: Якість, поверхня, термофрікція, режим, різання.

Key words: Quality, surface, termofrikciya, mode, cutting.

УДК 621.9

Гевко Б.М., Дячун А.Є., Бабарика С.Ф., Ляшук О.Л., Любачівський Р.О.
ТНТУ імені Івана Пулюя, Тернопіль, Україна
kaf_tm@tu.edu.te.ua

ТЕХНОЛОГІЧНІ ПЕРЕДУМОВИ ПРОЕКТУВАННЯ ГВИНТОВИХ ГОФРОВАНИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ ЗМІШУВАЧІВ.

Постановка проблеми

Сучасний розвиток машинобудування вимагає значного розширення номенклатури деталей машин і механізмів транспортно-технологічних систем машин, удосконалення відомих і розроблення нових прогресивних технологічних процесів виробництва нових гвинтових гофрованих робочих органів з довільним і керованим профілем.

Серед зазначених проблем важливе місце посідає проблема розроблення та дослідження конструктивних та технологічних параметрів гвинтових гофрованих робочих органів змішувачів, які набули також широкого використання в теплообмінниках, машинах для борботації вільних абразивів, подрібненні коренеплодів, зволоження та інше.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Питаннями проектування гвинтових робочих органів (ГРО) присвячені праці Гевко Б.М. [1], Рогатинського Р.М. [2], Пилипця М.І. [3], Драгана А.П.[4] та багатьох інших. Однак цілий ряд питань обґрунтування дослідження конструктивних і технологічних параметрів гофрованих гвинтових заготовок (ГГЗ) потребують свого подальшого вирішення.

Мета роботи

Тому метою роботи є розроблення технологічних передумов проектування гвинтових гофрованих робочих органів змішувачів і способів їх виробництва. Робота виконується згідно Постанови Кабінету Міністрів України “Високоєфективні технології в машинобудуванні, енергетиці та агропромисловому комплексі на 2010-2015 рр.”

Реалізація роботи

Опис пристрою для виготовлення ГГЗ з довільним профілем гофр представлена (рис. 1). Порядок розрахунку цього пристрою, наступний:

1. Оскільки в розглянутих конструкціях пристроїв здійснюється навивання витків з подальшим їх обробленням, то однією з умов одержання точних ГГЗ є правильний розрахунок діаметра оправки. Під час навивання вузьких ГГЗ на оправу малого діаметру внутрішній діаметр щільних витків практично дорівнює діаметру оправки d_0 . Значення d_0 для плоских витків з щільним навиванням визначають за умови розтягу витків на крок за експериментально встановленою залежністю [1], що прийнятно і для ГГЗ:

$$d_0 = \frac{2B(1-0,021T/d)}{\sqrt{(\pi^2 D^2 + T^2)/(\pi^2 d^2 + T^2) - 1}} \quad (1)$$

де B , T – відповідно ширина заготовки і крок, мм;

D і d – відповідно зовнішній і внутрішній діаметр шнека, мм;

2. Зовнішній діаметр ступені навивної оправки 4 вибирають залежно від зовнішнього діаметру шнека:

$$D_{opr} \approx (0,8 - 1,2)D. \quad (2)$$

3. Параметри пазу 6 для закріплення кінця заготовки 5 в оправці 4:

ширина $b \approx H_{+0,1}^{+0,2}$;

довжина $l \approx (10 - 12)H$.

де H – товщина заготовки, мм.

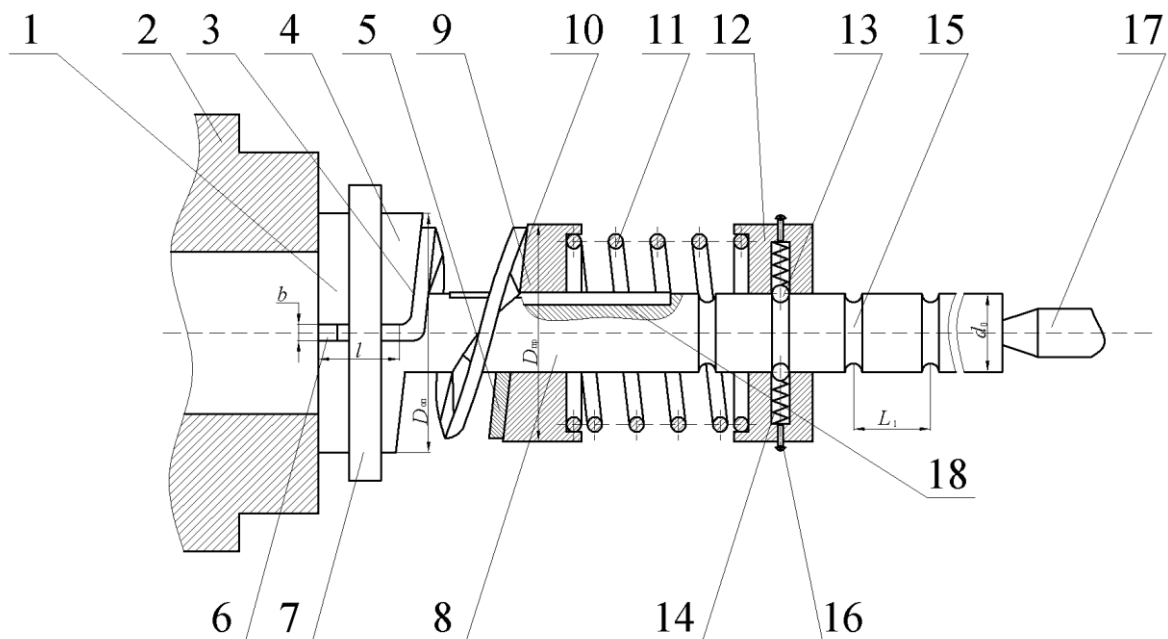


Рис. 1 – Пристрій для навивання ГГЗ з довільним профілем гофр

1 – опрака; 2 – кулачки; 3 – гвинтовий торець опраки; 4 – ступінь навивної опраки; 5 – гвинтова спіраль; 6 – осьовий паз; 7 – стопорне кільце; 8 – оправка циліндрична; 9 – притискна втулка; 10 – формувальна поверхня; 11 – пружина; 12 – опорна шайба; 13 – кульки; 14 – радіальні пружини; 15 – канавки; 16 – стопорні гвинти; 17 – задній центр верстату; 18 – шпонка.

4. Для згину смуги на ребро силою з невеликим плечем прикладення більш точніше значення ρ_0 можна знайти за залежністю [1]:

$$\rho_0 = \rho_{np} - (\rho_{np} - \sqrt{Rr}) \cdot \sqrt{1 + (R^2 + 2\sqrt{Rr} - 3Rr) / 3(\rho_{np} - \sqrt{Rr})^2}, \quad (3)$$

де ρ_{np} – радіус прикладання поздовжньої сили N , яка визначається сумуванням напружень за перерізом;

R_z – відповідно зовнішній і внутрішній радіус шнека, мм;

5. Зусилля прижиму пружиною 11 вибирають з умови:

$$F_{np} = k_1 k_r \mu_0 (2\pi n + k_f \rho_{cp} / r) N, \quad (4)$$

де $k_1 = 0,5-0,7$;

k_F – коефіцієнт, що залежить від конструктивного виконання пристрою;

n – кількість витків;

μ_0 – коефіцієнт тертя;

ρ_{cp} – радіус деформації, мм;

r – радіус оправки, мм.

6. Відстань l_1 між сусідніми сферичними виїмками 15 визначають в залежності від довжини пружини і її жорсткості:

$$l_1 = n\pi r_0 + c, \quad (5)$$

де r_0 – радіус дрота пружини, мм;

c – коефіцієнт, що залежить від конструктивних параметрів пристрою.

9. Величина осьової подачі супорта токарного верстату на якому здійснюється навивання заготовки повинна бути рівною висоті гофра:

$$S_n > m$$

7. Товщину ГГЗ залежно від необхідної товщини внутрішньої H або зовнішньої h крайок НГД визначають за залежностями:

$$H_0 = H\sqrt{r/\rho_0}; \quad H_0 = h\sqrt{r/\rho_0}, \quad (6)$$

– довжина стрічки, необхідна для виготовлення ГГЗ довжиною L

$$L_0 = L\sqrt{\pi^2(2\rho_0 - d_0 + d)^2 + T^2/T}, \quad (7)$$

– довжина ГГЗ з врахуванням обрізання кінців

$$L_3 = L_0 + (3-5)B. \quad (8)$$

9. Довжину оправи вибирають в залежності від довжини ГГЗ, але не більше 10-15 витків в залежності від кроку.

$$l = \int_0^L \frac{H(\psi - 1)}{2\pi B^4 \sqrt{\psi}} dL \quad (9)$$

10. Значення осьової сили, що забезпечує сходження витків з оправки:

$$Q = \nu\mu_0(8\pi k_N N + P_r^{np}), \quad (10)$$

де ν – коефіцієнт перерозподілу сил тертя;

k_N – коефіцієнт зменшення повздовжніх зусиль;

P_r^{np} – радіальне зусилля притискування, м.

Другий спосіб виготовлення керованої форми гофрованих заготовок здійснюється обкатуванням парами ортогональних і неортогональних зубчастих формувальних інструментів на універсальному обкатаному верстаті 5A725 (рис. 2).

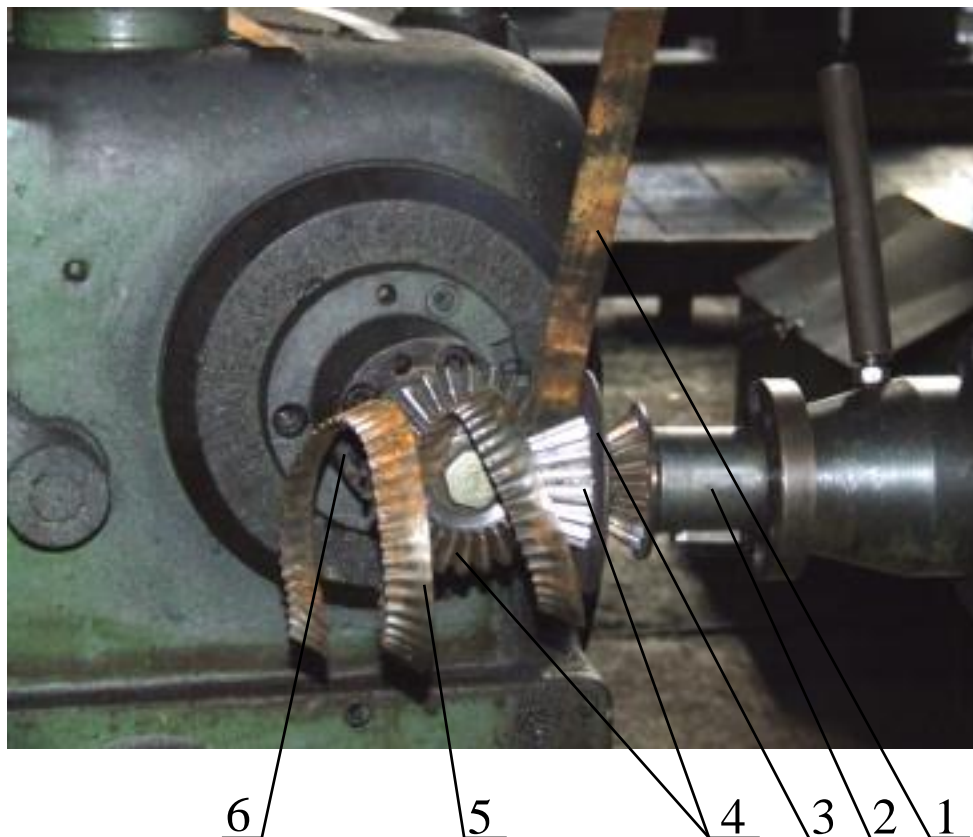


Рис. 2 – Технологічний процес формоутворення ГГЗ парою ортогональних формувальних інструментів ($\alpha = 90^\circ$) на обкатному верстаті:

- 1 – смуга; 2 – ведучий шпиндель; 3 – упорне кільце; 4 – пара конічних зубчастих коліс;
5 – гвинтова гофрована заготовка; 6 – ведений шпиндель

Висновки

На основі приведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Приведено теоретичне обґрунтування з визначення конструктивних і технологічних параметрів гвинтових гофрованих робочих органів змішувачів сипких матеріалів.
2. Розроблено конструкцію пристрою для формування ГГРО змішувачів з довільним і заданим профілем гофр[5].

Література: 1. Гевко Б.М., Технологічні основи формоутворення спеціальних профільних гвинтових деталей. / Гевко Б.М., Ляшук О.Л., Драган А.П. – Тернопіль, ТДГУ, 2008, – с.370. 2. Рогатинський Р.М. Дослідження напружено-деформівного стану гвинтових робочих органів. / Рогатинський Р.М. – Вісник НАУ. Т.1. Сучасні проблеми сільськогосподарського машинобудування. – К.: 1997. – с.34-39. 3. Пилипець М.І., Технологія виготовлення гвинтових деталей різних типорозмірів. Сільськогосподарські машини. / Пилипець М.І., Гевко І.Б., Комар Р.В. Зб. наукових праць. – Луцьк, ЛДТУ. Випуск 7 – 2000. с. 120-127. 4. Драган А.П. Теоретичні передумови технологічного процесу виготовлення гвинтових гофрованих заготовок. Дисерт. канд. техн. наук. – Тернопіль, ТДГУ, 2007, – с. 195. 5. Пат. 34056 Україна МПК В01F 7/00 Змішувач гвинтовий з пересипом. / Гевко І.Б.; Левенель В.Б.; Гевко М.Р.; Клендій О.М. заявник і власник патенту Гевко І.Б.; Левенель В.Б.; Гевко М.Р.; Клендій О.М. – № u200802639; заявл. 29.02. 08; опубл. 25.07.08, Бюл. № 14.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ВИНТОВЫХ ГОФРИРОВАННЫЙ РАБОЧИХ ОРГАНОВ СМЕСИТЕЛЯ.

Гевко Б.М., Дячун А.Е., Бабарика С.Ф., Ляшук А.Л., Любачивский Р.А.

Приведены теоретическое обоснование формообразования винтовых гофрированных рабочих органов смесителей с определением силовых и конструктивных параметров. Разработаны конструкции устройств для производства винтовых гофрированных рабочих органов с произвольной и управляемой формой гофра.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ПЕРЕДУМОВИ ПРОЕКТУВАННЯ ГВИНТОВИХ ГОФРОВАНИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ ЗМІШУВАЧІВ.

Гевко Б.М., Дячун А.Е., Бабарика С.Ф., Ляшук О.Л., Любачівський Р.О.

Приведено теоретичне обґрунтування формоутворення гвинтових гофрованих робочих органів змішувачів з визначенням силових і конструктивних параметрів. Розроблені конструкції пристроїв для виробництва гвинтових гофрованих робочих органів з довільною і керованою формою гофр.

THEORETICAL PRECONDITIONS FOR DESIGNING THE SPIRAL CORRUGATED WORKING BODIES OF MIXERS.

Hewko B., Diachun A., Babarika S., Liashuk O., Liubachivskyi R.

The formation of spiral corrugated working bodies of mixers with determination of power and structural parameters is theoretically substantiated. The design of a device for manufacturing the spiral corrugated working bodies with arbitrary and managed form of corrugations is worked out.

Ключевые слова: винтовые гофрированные рабочие органы, смесители, сыпучие материалы.

Ключові слова: гвинтові гофровані робочі органи, змішувачі, сипкі матеріали.

Key words: spiral corrugated working bodies, mixers, powdery materials.

УДК 621.753.1/2(035)

Мартынов А.П.,
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТЬ СОЕДИНЕНИЙ НА ОСНОВЕ ПРОЦЕССНОГО ПОДХОДА ПО ISO 9001:2009

Введение

Разработка и создание конкурентоспособной продукции в настоящее время невозможны без реализации на предприятии системы управления качеством на основе международных стандартов серии ISO 9000. В соответствии со стандартом ДСТУ ISO 9001:2009, устанавливающим требования к системе менеджмента качества, при разработке, внедрении и улучшении результативности этой системы любой организации надлежит использовать так называемый процессный подход, то есть, применение в пределах организации системы процессов вместе с их идентификацией и взаимодействием, а также управления ими для получения желаемого результата.

В последней редакции стандарта впервые термин «продукция» распространяется не только на предназначенную для потребителя или затребованную им продукцию, но также на любой заданный результат процесса её изготовления. Это расширяет сферу действия системы и включает, например, продукцию на промежуточных стадиях изготовления взаимозаменяемого изделия, одной из которых является также процесс получения соединений деталей. В то же время, как указано в стандарте, приведенная модель системы менеджмента качества, охватывающая все основные требования, не рассматривает процессы на детальном уровне.

В [1] в порядке развития этой модели изложены соображения по поводу особенностей реализации системы управления качеством в наиболее сложном виде производства – механосборочном, однако это также нельзя считать указанной детализацией системы менеджмента качества.

Цель работы

Целью работы является построение модели и определение основных факторов, обеспечивающих взаимозаменяемость соединений как продукции в понимании процессного подхода, регламентируемого стандартом ISO 9001.

Основная часть

Соединения сопряженных поверхностей в любом изделии должны занимать относительно друг друга вполне определенное положение, позволяющее им либо совершать относительные перемещения, либо сохранять полную неподвижность и обеспечивать взаимозаменяемость изделия.

Если проследить, как того требует ДСТУ ISO 9001:2009, процессы, связанные с управлением, изготовлением продукции и измерением, анализом и улучшением, то модель системы управления качеством соединений как продукции в понимании стандарта может быть представлена как показано на рис.1, где формирование предполагаемого уровня взаимозаменяемости осуществляется на основе стандартов, регламентирующих геометрическую точность поверхностей.

Учитывая важность решения проблемы экономической интеграции стран-производителей с обеспечением совместимости и взаимозаменяемости изделий, специально создан новый Технический Комитет ISO/TK 213 «Размерные и геометрические требования к изделиям и их проверка» для пересмотра или разработки комплекса международных стандартов GPS (Geometrical product specification - геометрические требования к изделиям).

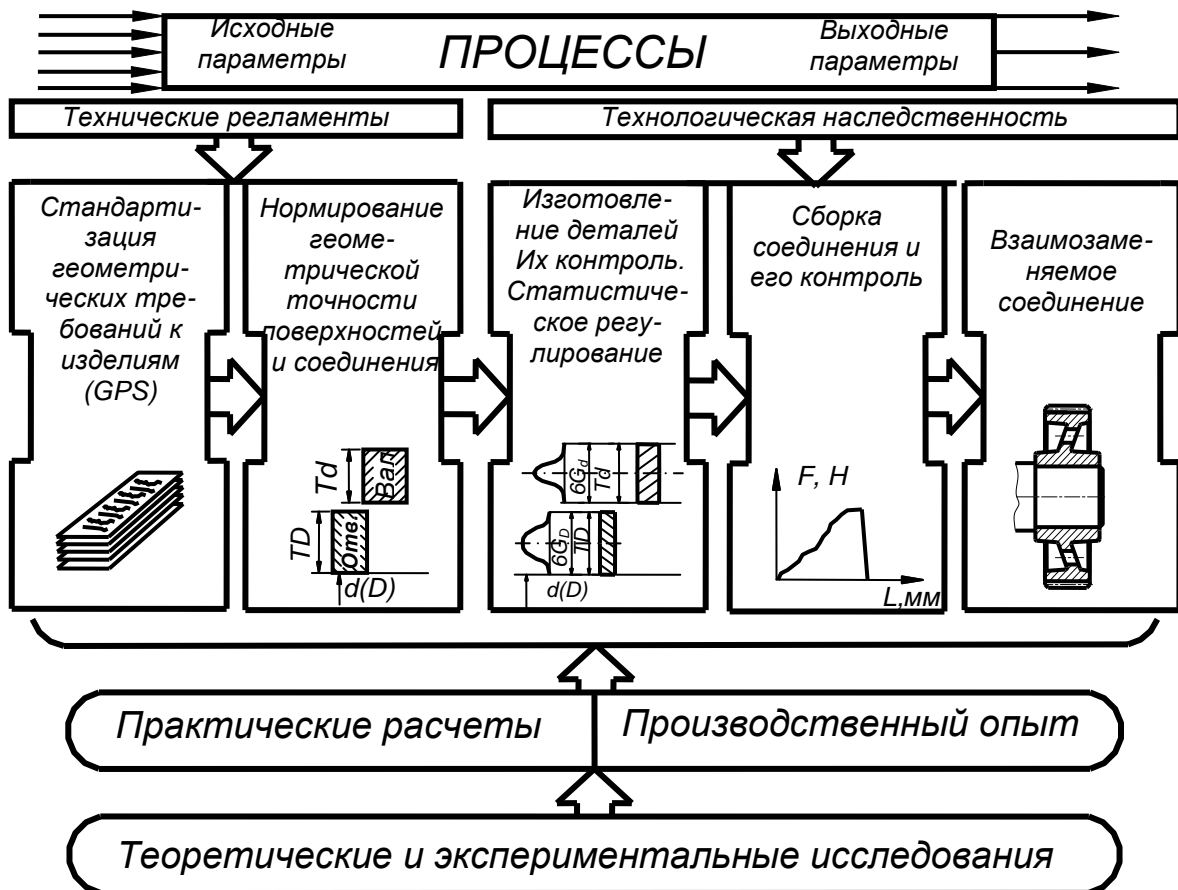


Рис. 1 – Модель системы управления качеством соединения как продукции на основе процессного подхода по ДСТУ ISO 9001:2009

И здесь очень важно, на наш взгляд, правильно понимать место и взаимосвязь стандартов и технических регламентов в процессе изготовления взаимозаменяемо продукции и обеспечения конкурентоспособности в условиях рыночной экономики.

В настоящее время в международной практике не применяются термины «добровольная стандартизация» и «обязательная стандартизация», а используется понятие «добровольное использование стандартов». Принцип добровольного применения корректно сформулирован в документах ЕС записью «рекомендуются к применению» [2].

Большинство положений стандартов, регламентирующих основные нормы взаимозаменяемости, являются рекомендуемыми (это только в стандартах бывшего Союза в условиях командно – административной системы они носили обязательный характер, и в каждом стандарте присутствовала запись «Несоблюдение стандарта преследуется по закону»). Другое дело, что не следовать этим рекомендациям в области взаимозаменяемости в большинстве случаев было бы неразумно, поскольку, как правило, это привело бы к снижению уровня взаимозаменяемости, повышению затрат как у изготовителя так и у заказчика, а во многих случаях и к снижению качества.

Однако оптимальный уровень взаимозаменяемости и качества конкретного изделия или сборочной единицы устанавливает сам производитель с учетом технико-экономической целесообразности. Кроме того, в стандартах обычно отрицательные показатели приводят в форме: «не более...», а положительные – «не менее...», что не исключает принципиальной возможности изготавливать продукцию более высокого качества, чем в соответствии со стандартами, и таким путём повысить её конкурентоспособность.

В то же время в соответствии с законом о стандартах и технических регламентах в Украине осуществляется техническое регулирование, задачей которого является правовое регулирование отношений в области установления, применения и исполнения обязательных требований нормативных документов, обеспечивающих безопасность продукции и процессов производства, эксплуатации, хранения, транспортирования, реализации и утилизации [2].

В процессе производства объективно действует принцип непрерывности формирования и изменения количественных характеристик качества изделий машиностроения в результате воздействия многочисленных факторов, приводящих к изменениям (технологическим погрешностям) поверхностей и нарушениям заданных размерных связей. Эволюция свойств объектов в процессе их изготовления в настоящее время наилучшим образом объясняется явлением технологической наследственности (см. рис.1).

Соединение деталей как продукция в понимании ДСТУ ISO 9001:2009 появляется на конечной стадии производства - сборке, на которой реализуются показатели качества сборочных единиц, принятые при проектировании изделий, и, вместе с тем, проявляются все погрешности, возникающие на предшествующих сборке стадиях производства.

Поэтому при обработке поверхностей и сборке соединений необходим мониторинг, измерения и анализ полученной информации. Поскольку отклонения поверхностей от номинальных при изготовлении являются случайными величинами, это чаще всего осуществляется путем статистического регулирования точности технологических процессов с учетом кривых распределения (рассеяния) отклонений.

С учетом устойчивой тенденции к снижению серийности производства изделий статистические методы совершенствуются, прежде всего, за счет использования компьютеров, позволяющих быстро обработать значительный объем информации об отклонениях в технологическом процессе от принятых допустимых и принять нужные решения с учетом получаемого их рассеяния.

Так, в [3] представлен положительный опыт применения для статистического управления технологическими процессами изготовления деталей усовершенствованных контрольных карт Шухарта на основе программного комплекса, осуществляющего компьютерное моделирование и анализ технологического процесса, в том числе, с негауссовым рассеянием. При изготовлении деталей крупных машин в условиях единичного и мелкосерийного производства может быть применен метод приведенных отклонений [4], вошедший в число статистических методов в ГОСТ 27.202-83.

Значительные возможности управления качеством формирования соединений и обеспечения их взаимозаменяемости появляются при использовании автоматизированного выбора конструктивно-технологических параметров как самих соединений так и контрольно-измерительных средств, что позволяет снизить погрешности и повысить корректность отбраковки [5].

Ниже на рис.2 представлена главное окно удобной в пользовании автоматизированной системы проектирования калибров для контроля различных вариантов размеров между осями отверстий, валов и плоскостью, разработанной с использованием современного процесса [6] объектно-ориентированного анализа и проектирования с помощью UML и UP.

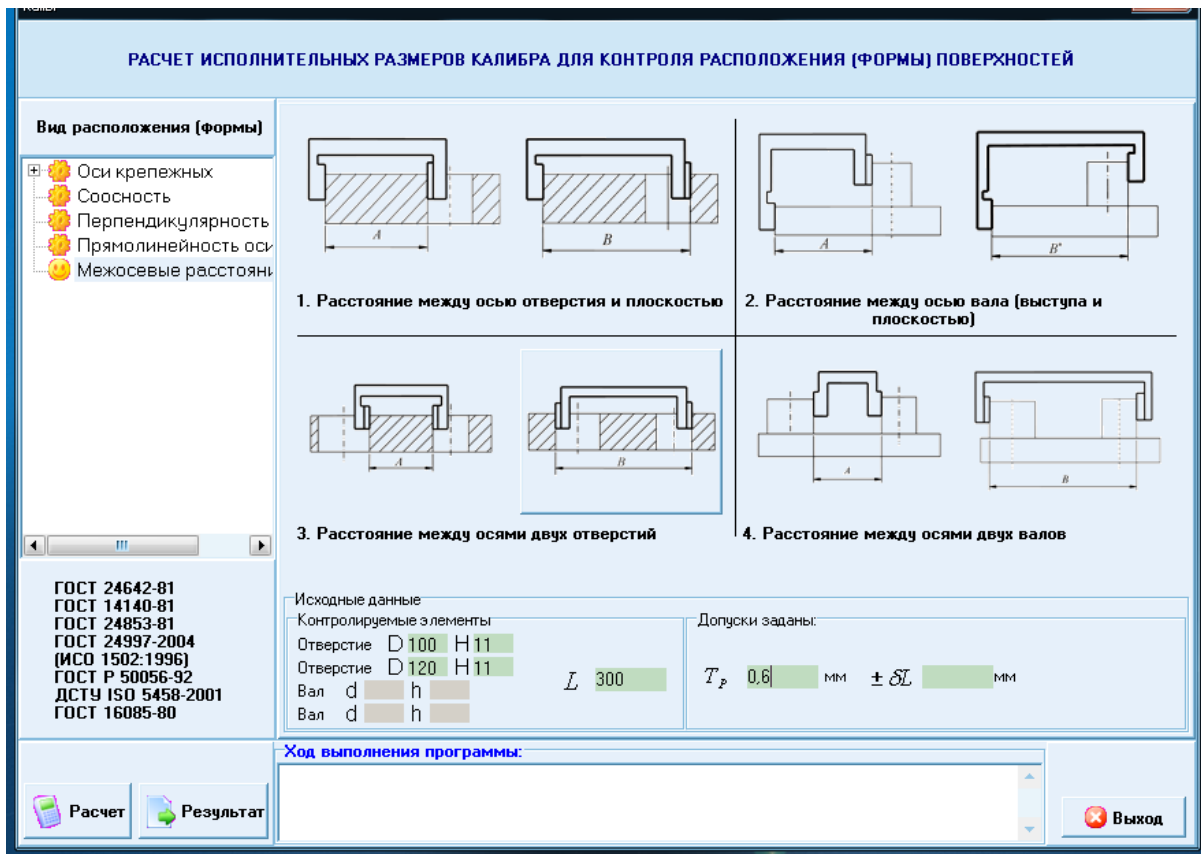


Рис. 2 - Главное окно автоматизированной системы проектирования

Рассматриваемые калибры расположения являются проходными и выполняются либо в виде двух скоб с цилиндрическими измерительными поверхностями, проверяющими наибольшее и наименьшее предельные расстояния между элементами детали, либо в виде планки с одной или двумя измерительными пробками. Эти калибры используют после того, как установлено, что их размеры выполнены в пределах полей допусков.

Размеры B одного из калибров, ход проектирования которого показан в главном окне (см. рис.3),

$$B_{\max} = L + \frac{D_{1\min} + D_{2\min}}{2} - T_p + \frac{F_1 + F_2}{2},$$

$$B_{\min} = L + \frac{D_{1\min} + D_{2\min}}{2} - T_p + \frac{W_1 + W_2}{2}$$

$$B_W = L + \frac{D_{1\min} + D_{2\min}}{2} - T_p,$$

где L —межосевое расстояние;

B_{\max} , B_{\min} —соответственно наибольшие и наименьшие предельные размеры между измерительными элементами калибра-скобы;

B_W — размер между измерительными элементами предельно изношенного калибра-скобы;

T_p — позиционный допуск осей отверстий;

$D_{1\min}$, $D_{2\min}$, $D_{1\max}$, $D_{2\max}$ — предельные размеры отверстий изделия;

F_1 , F_2 —основные отклонения размера измерительного элемента, соответствующие проходному пределу размера нового калибра;

W_1 , W_2 —величины износа измерительных элементов калибров

Предельные отклонения размеров калибров-скоб назначаются в «тело», что удобно с технологической точки зрения.

Окно с результатами проектирования представлено на рис.3

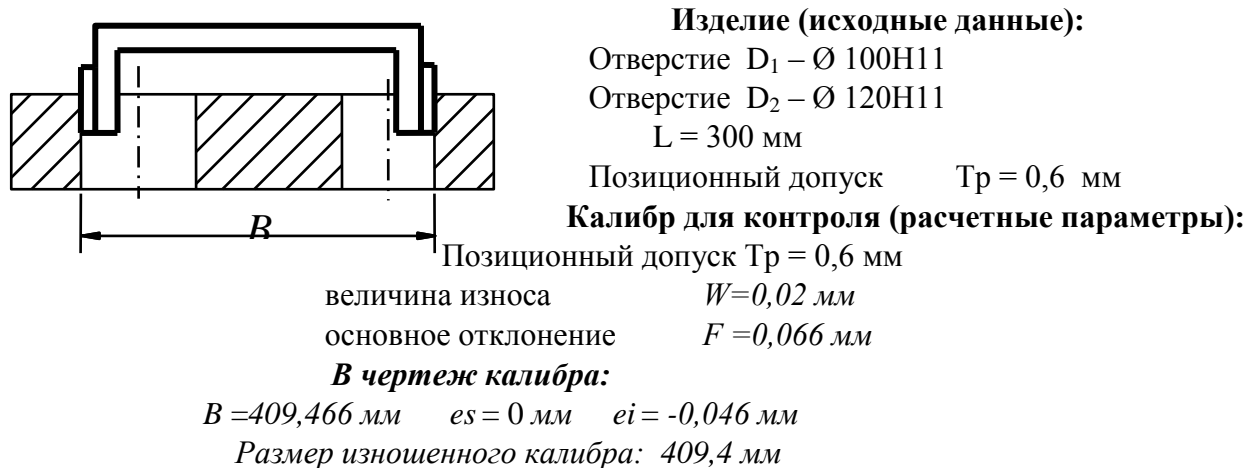


Рис. 3 - Результаты проектирования одного из двух калибров-скоб для контроля межосевого расстояния с зависимым допуском расположения

Наиболее сложным из всех процессов, представленных на рис.1, является процесс обеспечения геометрической точности при сборке, поскольку здесь не только суммируются погрешности предыдущих процессов, но и добавляются собственные, снижающие возможности обеспечения взаимозаменяемости.

Известно, например, что наиболее целесообразным методом сборки соединений с натягом является термическая сборка, т.е., образование соединения с предварительным нагревом охватывающей или с предварительным охлаждением охватываемой деталей. Такая способ образования соединения в сравнении со механической сборкой намного повышает несущую способность соединений за счёт почти полного отсутствия повреждений и сохранения шероховатости сопрягаемых поверхностей [5].

Однако при термической сборке происходят температурные деформации подверженной нагреву или охлаждению детали не только в поперечном направлении (что как раз и обеспечивает натяг), но также и в продольном направлении. Вследствие этого после сборки в результате стабилизации температуры этой детали, установленной в упор, возникает зазор между торцами соединяемых деталей, в то время как во многих конструкциях машин такой зазор не допускается или ограничивается определённой величиной.

На рис. 4 представлены некоторые способы сборки [7-10], позволяющие создать условия, когда контакт и первоначальное схватывание соединяемых поверхностей у стыкующихся торцов наступает раньше, чем на других участках соединения, в результате чего усадка будет происходить по направлению к этим торцам, что предотвратит образование осевого зазора.

По первому способу (см. рис. 4, а) охватываемую деталь вместе с установленной на ней охватывающей деталью помещают между неподвижными стойками и нагревают до компенсации зазора между торцами.

Большими возможностями обладает способ (см. рис 4, б), согласно которому после установки с предварительным нагревом охватывающей детали 1 на вал 2 соединение также помещают между неподвижными стойками 5 и 6, а затем нагреванию, согласованному с режимом остывания охватывающей детали, подвергают термоэлемент 3, например, втулку, размещённую между охватывающей деталью и стойкой.

Относительно прост в решении рассматриваемой задачи способ сборки (см. рис. 4,в),

в соответствии с которым одну из деталей 1 и 2 соединения (предпочтительно вал 2) изготавливают конической (или конусообразной) .

Возможным решением проблемы является вариант (см. рис.4,з) , когда на участке, примыкающем к стыкующимся торцам, на одной из боковых контактирующих поверхностей выполняют цилиндрический выступ, и детали сопрягаются по посадке П1 с большим натягом δ_1 , чем на остальном участке с посадкой П2 с расчетным гарантированным натягом δ_2 .

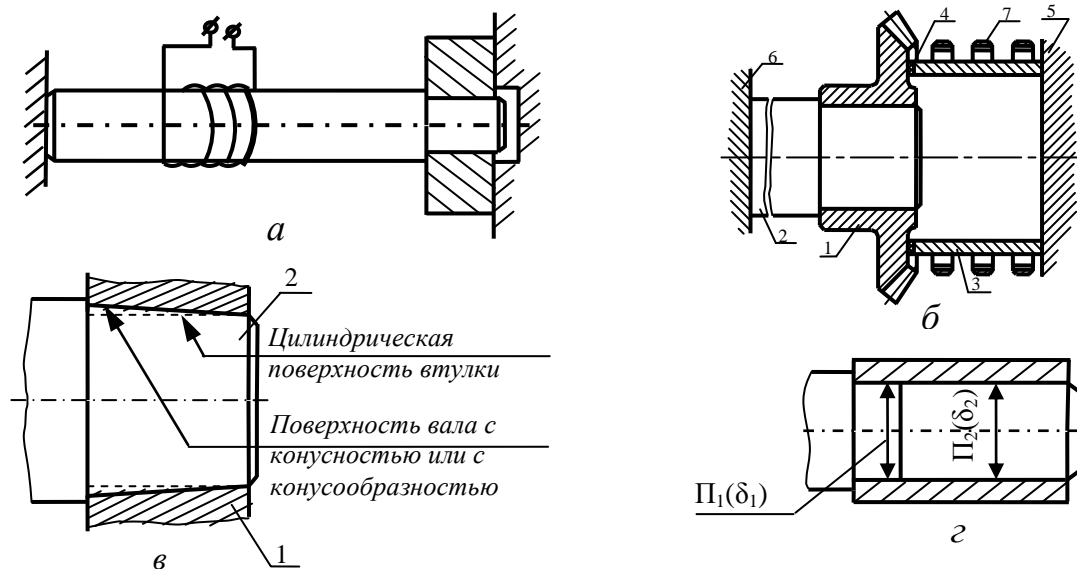


Рис. 4 - Способы сборки, повышающие точность взаимного расположения поверхностей соединений с натягом

В последние годы для решения проблемы обеспечения качества современных высокотехнологичных соединений на основе подбора сопрягаемых деталей с использованием компьютеров разработаны различные методы сборки [11]: виртуальная, мехатронная, по действительным размерам, на принципах равновесности и др. Несмотря на разные подходы к решению проблемы, все задачи этих методов селективной сборки так или иначе сводятся к различным аспектам проблемы автоматизированного формирования комплектов деталей, направляемых на сборку соединений.

Указанные методы сборки соединений с различным характером посадок, не имеющие пока общепризнанного объяснения на основе исходных положений технологии машиностроения в силу теоретических, организационно-технических недоработок и проблем информационного обеспечения [11], по физической сущности едины и основаны на использовании технологических воздействий для компенсации разнообразных отклонений качества соединений, как и способы сборки, описанные выше.

Выводы

1. С учетом общей модели системы менеджмента качества по ISO 9001, основанной на процессном подходе, построена модель на детальном уровне применительно к соединениям поверхностей как продукции и исследованы факторы, обеспечивающие их геометрическую взаимозаменяемость.

2. Проанализированы современные методы автоматизированного выбора параметров, определяющих взаимозаменяемость на всех стадиях её становления начиная от нормирования точности и заканчивая сборкой.

3. Для повышения собираемости взаимозаменяемых соединений за счет повышения точности контроля на основе современного процесса объектно-ориентированного анализа и проектирования с помощью UML и UP разработана удобная в пользовании автоматизированная система проектирования калибров для контроля расположения осей отверстий и валов.

4. Предложены способы сборки соединений с натягом, позволяющие повысить точность расположения сопряженных деталей соединений.

Литература: 1 Арпентьев Б.М. Особенности систем управления качеством механоскладального производства / Арпентьев Б.М., Трищ Р.М. // Стандартизация, сертификация, качество - Киев: 2005.-№1.- С.68-72. 2 Зовнішні та внутрішні чинники впливу на систему технічного регулювання та споживчої політики / Цициліано О., Гавриленко С., Коваленко С. // Стандартизация, сертификация, качество. Киев. 2008, №3, С.5-11. 3. Непомилуев В.В. Повышение качества сборки путем обеспечения статистической управляемости технологических процессов изготовления деталей / Непомилуев В.В., Дюпин И.В. // Сборка в машиностр., приборостр. М. 2008, №2 С. 3-7. 4. Мартынов А.П. Статистическая оценка точности при изготовлении крупных изделий в единичном и мелкосерийном производстве. Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. Зб. наук. пр. №3(9). Краматорськ, 2007, С157-162. 5. Мартынов А.П. Управление качеством неподвижных соединений за счет нормирования конструктивно-технологических параметров / Мартынов А.П., Зенкин А.С., Васильев А.П. – // Сборка в машиностр., приборостр. М.: 2010, №9 С.14-18 6. Арлоу Д. UML 2 и Унифицированный процесс. Практический объектно-ориентированный анализ и проектирование / Арлоу Д., Нейштадт И. UML - 2-е изд. Перевод с англ., СПб: Символ - Плюс 2007, 624 с. ил. ISBN -13: 978-5-93286-094-6. 7. А.с. № 239017 СССР, МПК В 23 р. Способ сборки деталей с гарантированным натягом / Солод А.В., Кноблех В.П., Мартынов А.П. (СССР). - № 1196359/25 – 27; заявл. 16.11.67; опубл. 10.03.67; Бюл. № 10.

8. А. с. №365231 СССР, М. Кл. В 23. Способ неподвижного соединения двух деталей / Жабин А.И., Мартынов А.П., Нечепуренко Н.Т. и др. (СССР). - №1285347/25-27; заявл. 26.11.68; опубл. 08.01.73; Бюл. №6. 9. Пат. 42959А Україна, В23Р11/02. Спосіб складання з'єднань з натягом / Мартинов А.П. №200074307; заявл. 18.07.00; опубл. 15.11. 2001, Бюл. №10.- 2с. : ил. 10. Пат. 8585 Україна, U 7 В23Р11/02. Спосіб нерухомого з'єднання двох деталей / Мартинов А.П., Паціора А.П. № u200500117 ; заявл.04.01.2005; опубл. Бюл.№8, 15.08.2005.- 2с. 11. Непомилуев В.В. Исследование возможностей повышения качества изделий при сборке // Сборка в машиностр., приборостр., 2007, №10 С.9-13.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТЬ СОЕДИНЕНИЙ НА ОСНОВЕ
ПРОЦЕССНОГО ПОДХОДА ПО ДСТУ ISO 9001: 2009

Мартынов А.П.

Построена модель и проанализированы основные факторы, обеспечивающие взаимозаменяемость соединений деталей на принципах процессного подхода по ISO 9001. Предложены методы повышения точности контроля и способы сборки, обеспечивающие взаимозаменяемость и улучшающие собираемость соединений.

ГЕОМЕТРИЧНА ВЗАЄМОЗАМІННІСТЬ З'ЄДНАНЬ НА ЗАСАДАХ ПРОЦЕСНОГО
ПІДХОДУ ЗА ДСТУ ISO 9001: 2009

Мартынов А.П.

Побудована модель і проаналізовані основні чинники, що забезпечують взаємозамінність з'єднань деталей на засадах процесного підходу за ISO 9001. Запропоновані методи підвищення точності контролю і способи складання, що покращують складаємість з'єднань.

THE GEOMETRICAL INTERCHANGEABILITY OF UNITS ON THE BASIS OF THE
PROCESSING METHOD IN ACCORDANCE WITH ISO 9001

Martynov A.P.

The model is developed and the main factors which provide the interchangeability of parts joints are analyzed on the basis of the processing method in accordance with ISO 9001. The method of the control accuracy increasing and methods of the parts assembly which improve the assemblability of units are proposed.

Ключевые слова: Процессы, соединения, мониторинг, взаимозаменяемость, стандарт, технический регламент, автоматизация проектирования калибров, собираемость

Ключові слова: Процеси, стандарт, технічний регламент, взаємозамінність, з'єднання, автоматизована система проектування калібрів, моніторинг, складаємість

Key words: Processes, units, monitoring, interchangeability, standard, technical order, automotive gauge designing, assemblability

УДК 621.73.06-52

Дня В.

ВПНУБіП України «Бережанський агротехнічний інститут»

kaf_tm@tu.edu.te.ua

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ОСНАЩЕННЯ ДЛЯ ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ З РІЗНИМИ МІЖЦЕНТРОВИМИ ВІДДАЛЯМИ

Вступ

Подальший розвиток народного господарства країни і перехід на ринкові відносини вимагають значного розширення номенклатури машин, підвищення їх продуктивності, надійності за рахунок використання НТП, засобів механізації і автоматизації у важкому машинобудуванні.

Важливе місце при цьому відводиться технології виготовлення приводів трубчастих конвеєрів. Питанням їх виготовлення і розроблення технологічного оснащення присвячені роботи Корсакова В.С.[1], Горошкина А.К. [2], Гевка Б.М. [3] та інших. Однак цілий ряд питань виготовлення приводів трубчастих конвеєрів [4] потребують свого подальшого вирішення

Технологічне оснащення – це додаткові допоміжні механізми, які значною мірою доповнюють і розширюють функціональні можливості металорізальних верстатів і технологічного обладнання.

Основна частина

Нами розроблені конструкції багатошпіндельної свердлильної головки з можливістю зміни міжцентрових віддалей між отворами, яка зображена на (рис. 1) і вона виконана у вигляді корпусу 1, зверху якого жорстко встановлена кришка 2. В центральних отворах корпусу і кришки встановлено вал-шестерню 3, на підшипниках кочення 4. По середній довжині вал-шестерні 3 нарізані зуби 5, які є у взаємодії з приводними шестернями 6, одна з яких жорстко встановлена на інструментальний шпіндель 7, який жорстко закріплений до корпусу 1 з можливістю кругового провертання. Другий поворотний інструментальний шпіндель 8 жорстко закріплений в поворотному корпусі 9 з рукояткою 10 з можливістю провороту по радіусному пазу 11 в межах зміни міжцентрових віддалей між інструментальними шпінделями від мінімальної до відстані рівній діаметру середнього діаметра зубів вал-шестерні і з жорсткою його фіксацією за допомогою різьбового з'єднання відомим способом. Корпус 1 з кришкою 2 жорстко з'єднані між собою болтами 12 з гайками.

В нижній частині інструментальні шпінделі 7 і 8 є у взаємодії з цангами 13 і гайками 14 для закріплення свердла 15, або інших інструментів, наприклад, зенкерів і розверток.

Головка для оброблення отворів встановлюється і кріпиться до пінолі свердлильного або іншого верстату за допомогою кришки 2 відомим способом (на рисунку не показано). Шпіндель верстату (на рисунку не показано) під'єднаний до вал-шестерні 3 через паз 16, який розміщений зверху вала шестерні 3 і здійснює його провертання під час роботи. При цьому обертовий рух передається на інструментальні шпінделі 7 і 8 і відповідно свердла 15, які обертається в одну сторону. При зміні міжцентрової віддалі між інструментальними шпінделями 7 і 8 за допомогою рукоятки 10 звільняють поворотний шпіндель 8 від затиску і переміщують по пазу 11 на необхідну відстань з забезпеченням необхідної між центральною віддалі між інструментальними шпінделями. Для покращення герметичності між корпусом 1 і кришкою 2 в головці встановлена прокладка 17.

Головку можна використовувати для свердління зенкерування, розвертування та інших операцій для оброблення отворів деталей з різними між центровими віддальми. удосконалена конструкція на рис. 2 зображена кондукторна плита 1 підвищеної експлуатаційної надійності і довговічності.

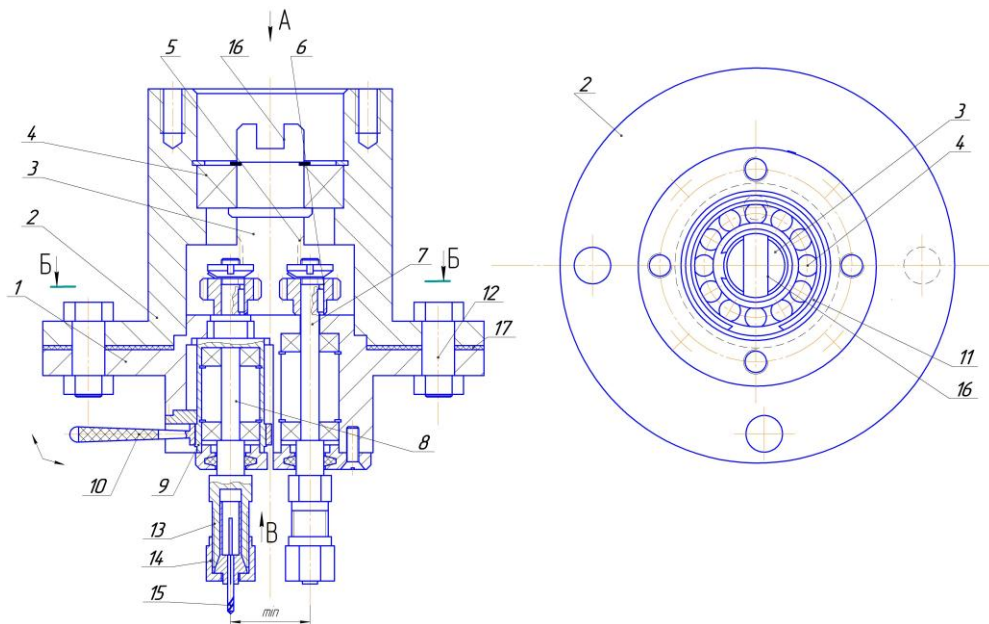


Рис. 2 - Багатошпіндельна головка для обробки отворів

Кондукторна плита 1 свердильного пристрою виконана зі ступінчастим отвором 2 в який запресовано радіально-упорний підшипник 3, а у внутрішній отвір внутрішнього кільця запресована змінна втулка 4 з можливістю кругового обертання. Кільця між собою знизу є у взаємодії зі стопорним кільцем 10, а знизу в кондукторній плиті 1 виконано два радіально розміщені наскрізні отвори 7 діаметром більший товщини зовнішнього кільця підшипника, які є у періодичній взаємодії з випресовальними пальцями (на рисунку не показані).

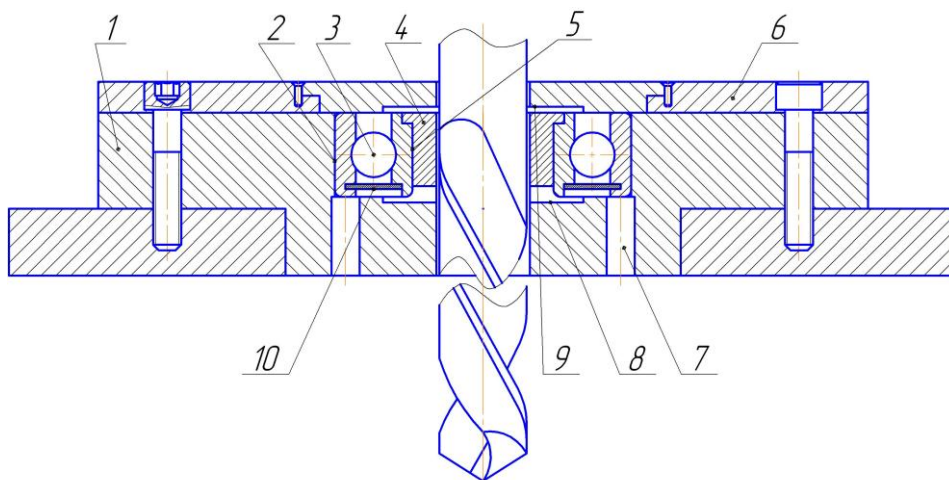


Рис. 2 - Удосконалена конструкція кондукторної плити свердильного пристрою
 1 – кондукторна плита; 2 – ступінчастий отвір; 3 – радіально-упорний підшипник; 4 – змінна втулка; 5 – свердло; 6 – верхня плита; 7 – наскрізні отвори; 8, 9 – виточки; 10 – стопорне кільце.

Використання обертових втулок порівняно з нерухомими, забезпечує підвищення експлуатаційної надійності, довговічості і точності оброблення отворів. При цьому визначено коефіцієнт їх відносного зношування:

$$k_3 = \frac{k_1(1+k_2)}{\frac{1}{S_1} \sqrt{4\pi^2 r^2 + S_1^2} + \frac{k_2}{S_2} \sqrt{4\pi^2 r^2 + S_2^2}}, \quad (1)$$

де k_1 – коефіцієнт проковзування, $k_1 = 1,2-1,4$; k_2 – коефіцієнт, що враховує зменшення нормальної сили по поверхнях контакту під час зворотнього ходу свердла, $k_2 = S_1$ – величина подачі свердла під час взізнання, мм/об; r – радіус свердла, мм; S_1 – величина подачі свердла під час зворотнього ходу, мм/об.

Контрольний пристрій (рис. 3) для заміру міжцентрової відстані отворів у ланцюгових пластинах ланцюгових трубчастих конвеєрів виконано у вигляді плити 1, яка представляє собою направляючу прямокутного поперечного січення, зверху якої встановлено корпус 2 з внутрішнім отвором 3, з двох торців якого на підшипниках 4 встановлено регулювальний гвинт. З лівого торця останній зв'язаний з лімбом 6, а з правого торця з аналогово цифровим перетворювачем 7 і комп'ютером 8. З правого кінця на регулювальному гвинту 5 встановлено правий вимірювальний елемент 9 циліндричної форми з можливістю осьового переміщення. З лівого кінця плити 1, співвісно правому вимірювальному елементу 9 жорстко встановлено лівий вимірювальний елемент 10, аналогічної конструкції з попереднім.

Зверху правого вимірювального елемента на підшипниках 11 встановлені направляючі ролики 12 по два з двох сторін з можливістю їх повертання і осьового його переміщення.

Крім цього плита 1 з двох торців жорстко з'єднана з направляючими втулками 13, внутрішні отвори яких є у взаємодії з вертикальними колонками 14 з можливістю вертикального переміщення, які знизу жорстко закріплені в нижній плиті 15 контрольного пристрою. На цій плиті встановлені базуючі елементи 16, зверху яких встановлена вимірювальна деталь 17 з двома паралельними отворами 18. Для точного базування вимірювальної деталі 17 використовують упори 19. Керуванням заміру і переміщення плити 1 вверх-вниз здійснюють з пульта керування 20, а під наладка вимірювальних елементів 9 і 10 здійснюється від електродвигуна 21. Для зручності встановлення вимірювальних елементів 9 і 10 в отвори 18 оброблювальної деталі 17 виконують зрізальним по зовнішньому діаметру відомих конструкцій.

Робота контрольного пристрою здійснюється наступним чином. З пульта керування 20 плиту 1 з вимірювальною системою піднімають вверх, або опускають вниз. На нижню плиту 15 встановлюють вимірювальну деталь 17 на установчі елементи 16 і по упорах 19. Після цього плиту з вимірювальними елементами опускають вниз і вимірювальні елементи 9 і 10 встановлюють у вимірювальні отвори 18 вимірювальної деталі. Якщо між центрами віддалі між цими отворами мають відхилення тоді системою автоматичної дії здійснюють підналадку, де від комп'ютера 8 подається команди на привід 21 регулювального гвинта 5 за допомогою якого здійснюється під-наладка, щоб вимірювальні елементи 9 і 10 увійшли в отвори 18 при їх опусканні вниз. Після чого з аналогово-цифрового перетворювача і комп'ютера 8 отримуємо інформацію про міжцентрову віддаль між отворами, а в заключенні - деталь годна чи ні і яку під наладку потрібно зробити, щоб були дотримані технічні вимоги, які наперед закладаються у комп'ютер.

Похибка є розташування деталі, яку контролюють у пристрої, визначається величиною похибки базування ε_6 , похибкою закріплення ε_3 і похибкою пристрою $\varepsilon_{пр}$, що спричиняється неточністю виготовлення і зношення елементів пристрою, які контролюються з деталлю:

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_6^2 + \varepsilon_3^2 + \varepsilon_{пр}^2}. \quad (2)$$

Визначення похибки Δ_p контрольних приладів залежить від складових похибок:

- похибки від неточності виготовлення важелів Δ_{p1} ;
- похибки від зазору між отвором і віссю важеля Δ_{p2} ;
- похибки, спричиненою непропорційністю між лінійним переміщенням вимірювального стержня і кутовим переміщенням важеля Δ_{p3} ;
- похибки від зміщення точки контакту сферичного наконечника при повертанні плоского важеля Δ_{p4} ;
- похибки прямої передачі Δ_{p5} .

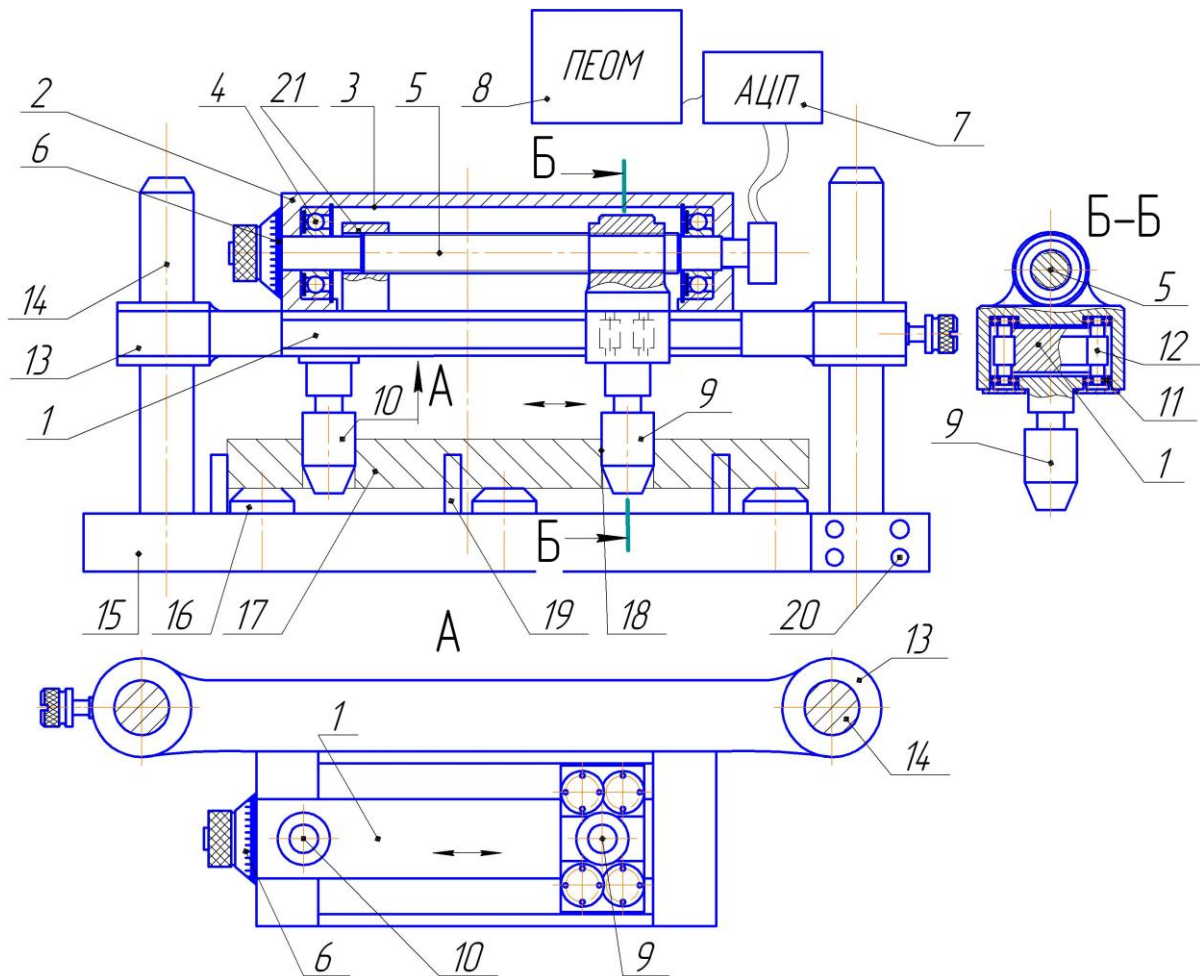


Рис. 3 - Контрольний пристрій для заміру міжцентрової відстані отворів

Загальну похибку передатних механізмів за формулою[3]:

$$\Delta p = \sqrt{\frac{2}{p_1} + \frac{2}{p_2} + \frac{2}{p_3} + \frac{2}{p_4} + \frac{2}{p_5}} \quad (3)$$

Висновки

На основі приведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Розроблені конструкції пристроїв для оброблення деталей приводу ланцюгового трубчастого конвеєра з розробленням багатошпindelної головки з змінною міжцентровою віддалю.

2. Розроблено кондуктор підвищеної експлуатаційної надійності і довговічності кондукторних втулок, які виконано на основі радіально-упорних підшипників.

3. Розроблено контрольний пристрій для для заміру міжцентрових віддалей пластин приводного ланцюга трубчастого конвеєра.

Література: 1. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений в машиностроении. / Корсаков В.С. –М.: Машиностроение, 1983. – 285 с. 2. Горошкин А.К. Приспособления для металлорежущих станков. / Горошкин А.К. –М.: Машиностроение. 1974. 303 с. 3. Гевко Б.М. Технологічні основи. Контрольні пристрої. / Гевко Б.М., Дичковський М.Г., Матвійчук А.В. –К. Кондор, 2009, 215с. 4. Пат. № 52568. Гнучкий ланцюговий конвеєр / Гевко Б.М.; Диня В.І., Бюл. №16, 2010р.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОСНАЩЕНИЕ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ С
РАЗНЫМИ МЕЖЦЕНТРОВЫМИ РАССТОЯНИЯМИ

Дыня В.

Приведена конструкция технологической оснастки для изготовления и контроля деталей привода цепных трубчатых конвейеров. Приведены аналитические зависимости для определения погрешности установки заготовки в устройство и общую погрешность изготовления устройств.

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ОСНАЩЕННЯ ДЛЯ ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ З РІЗНИМИ
МІЖЦЕНТРОВИМИ ВІДДАЛЯМИ

Дыня В.

Приведена конструкція технологічного оснащення для виготовлення і контролю деталей приводу ланцюгових трубчастих конвеєрів. Приведені аналітичні залежності для визначення похибки встановлення заготовки в пристрій і загальну похибку виготовлення пристроїв.

TECHNOLOGICAL EQUIPMENT FOR HANDLING THE HOLES WITH DIFFERENT
CENTRING DISTANCES

V. Dunay.

The design of technological equipment for manufacturing and control of drive details of chain tubular conveyers is proposed. The analytical dependences for determining the error of setting the workpiece into the device as well as the common error of manufacturing the devices are developed.

Ключевые слова: технологическое оснащение, межцентровое расстояние, аналитические зависимости

Ключові слова: технологічне оснащення, міжцентрова віддаль, аналітичні залежності.

Key words: technological equipment, centring distances, the analytical dependences

Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
viq@voliacable.com

ПРОГНОЗУВАННЯ ТРАЕКТОРІЇ РУХУ ФЕРООБРАЗИВНОГО ЗЕРНА ПРИ МАГНІТО-АБРАЗИВНОМУ ОБРОБЛЕННІ ПІДШИПНИКІВ ДРУКАРСЬКИХ МАШИН НА ОСНОВІ МІДІ ТА НІКЕЛЮ

Вступ

Підшипники ковзання широко використовуються в поліграфічних машинах, де неможливо або економічно не обґрунтовано використовувати підшипники кочення (в машинах, де мала міжцентрова відстань між осями валів, в побутовій поліграфічній техніці, у важконавантажених машинах, у вузлах, де є необхідність швидкої зміни вала або барабана, в машинах, вузли яких піддаються дії забруднюючого або агресивного середовища).

При ремонті або конструюванні таких вузлів велику увагу приділяють не тільки матеріалу з якого вони виготовленні, але й точності виготовлення антифрикційних вкладишів та якості поверхонь тертя. Забезпечення конструктивних та технологічних параметрів якості дозволяє забезпечити покращені умови експлуатації підшипників ковзання та підвищити термін служби готового виробу.

Безпосередній вплив на зносостійкість підшипників ковзання поліграфічного обладнання чинить технологія фінішного механічного оброблення контактуючих поверхонь та одержані при цьому їх параметри якості.

Від величин параметрів якості, які забезпечуються саме на фінішних операціях, у підсумку залежить формування функціональних властивостей робочих поверхонь підшипників, що впливають на зносостійкість, а відтак, і на довговічність вузла і друкарської машини у цілому.

На жаль, на сьогодні залишаються не з'ясованими закономірності цілеспрямованого та стабільного формування параметрів якості робочих поверхонь важконавантажених підшипників ковзання при їх магніто-абразивному обробленні (МАО), які б надали змогу суттєво підвищити зносостійкість не тільки вузла, але і поліграфічної машини у цілому, а існуючі методи оброблення деталей тертя [1-3] є малоефективними та не здатні забезпечити високу якість їх контактних поверхонь, що викликає швидкий знос підшипників, вихід з ладу поліграфічного обладнання та потребує великої кількості запасних частин.

Тому тема роботи *актуальна* і потребує виконання комплексу як експериментальних, так і теоретичних досліджень.

Мета роботи

У зв'язку з цим *метою* роботи було виконати теоретико-експериментальне дослідження та одержати математичний апарат, який відкриє шляхи прогнозування малюнку мікрорельєфу робочих поверхонь підшипників після застосування МАО та надасть змогу цілеспрямовано одержувати високі параметри якості контактних поверхонь тертьових деталей поліграфічних машин.

Основна частина

У роботі досліджувались 2 типи високообертових композитних підшипників ковзання на основі нікелю ЭИ929-СаF₂ та міді ДН5МЗКФ9 [4,5], що призначені для оснащення різних вузлів тертя поліграфічного обладнання в залежності від режимів експлуатації.

Всі зразки були попередньо оброблені методом точіння та розточування для формування одноманітності вихідних даних, які по формі були виконані у вигляді відрізків

товстостінної труби з зовнішнім діаметром 27 мм, шириною 17 мм та внутрішнім діаметром 13 мм з шорсткістю поверхні R_a 6,3 мкм. В подальшому зразки оброблялись шліфуванням, в результаті чого зразки підшипників на основі нікелю ЭИ929-СаF₂ мали шорсткість $R_a = 0,25$ мкм, глибину наклепу ≈ 2 мкм, а зразки на основі міді ДН5МЗКФ9 - $R_a = 0,3 - 0,32$ мкм, глибина наклепу яких складала ≈ 7 мкм.

Для здійснення MAO [6,7] в роботі використовувались магніто-абразивні порошки (МАП) наступних типів: ферабразивні порошки Ж15КТ зернистістю 630/400 мкм, Полімам Т та Полімам М зернистістю 200/100 мкм та Р6М5 зернистістю 200/100 мкм.

Для реалізації мети роботи було проаналізовано принципи та геометричні передумови утворення мікрорельєфного малюнку, як окремими ферабразивними зернами, так і їх сукупністю.

Отримання математичних залежностей руху ферабразивного зерна відносно оброблюваної поверхні виконували поступово, ускладнюючи задачу: спочатку одержали траєкторію руху одиничного зерна, потім траєкторію руху декількох зерен, зміщених на величину Δh , далі побудували модель утворення схрещеного мікрорельєфу ферабразивними зернами, і, нарешті, розрахували та побудували модель утворення малюнку мікрорельєфу оброблюваної поверхні підшипнику ферабразивним зерном з урахуванням всіх факторів, що впливають на його утворення.

Виведені математичні залежності, за результатами розрахунків яких було побудовано траєкторії руху ферабразивних зерен у тривимірному просторі, наведено на рис.1-7.

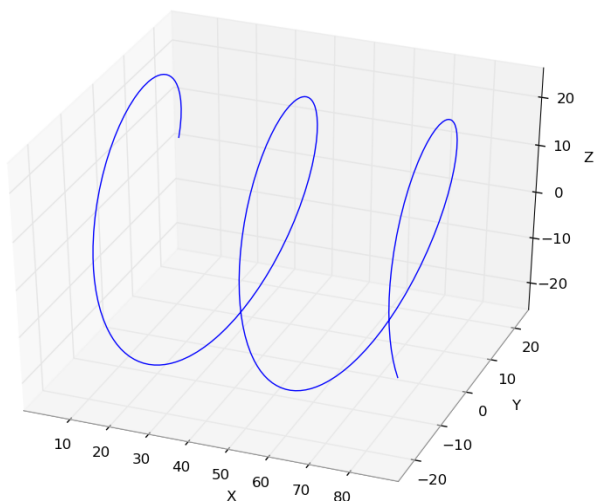


Рис.1 – Траєкторія руху одиничного абразивного зерна

$$\begin{cases} x_d = V_S \cdot t \\ y_d = R \cdot \cos\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \\ z_d = R \cdot \sin\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \end{cases} \quad (1)$$

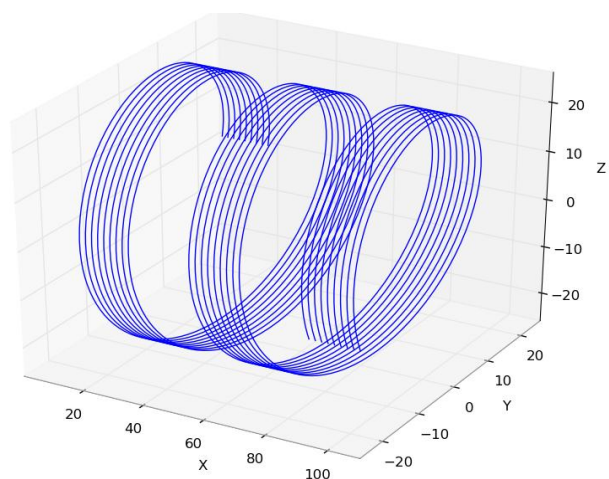


Рис.2 – Траєкторія руху декількох зерен, зміщених між собою на величину Δh

$$\begin{cases} x_d = \Delta h \cdot k + V_S \cdot t \\ y_d = R \cdot \cos\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \\ z_d = R \cdot \sin\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \end{cases} \quad (2)$$

В результаті проведених теоретичних досліджень процесу утворення мікрорельєфу як одиничним зерном, так і сукупністю ферабразивних зерен, що представлено у виразах (1), (2), було створено відповідне програмне забезпечення для моделювання та прогнозування можливого малюнку мікрорельєфу після MAO. Одержане програмне забезпечення може в подальшому використовуватись для проведення попереднього аналізу можливих параметрів шорсткості та забезпечення фізичних властивостей робочих поверхонь деталей.

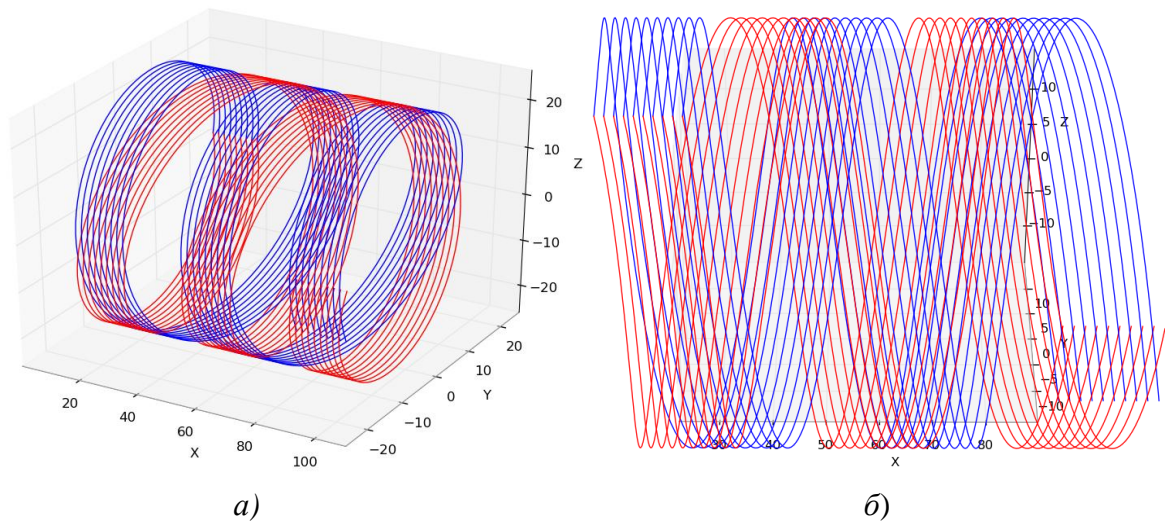


Рис.3. Утворення схрещеного мікрорельєфу фероабразивними зернами:
 а) результат побудови графіку в тривимірному просторі, б) малюнок мікрорельєфу на площині

Вихідне рівняння для одержання рис.3 наступне:

$$\begin{cases} x_d = \Delta h \cdot k + V_s \cdot t \\ y_d = R \cdot \cos\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \\ z_d = -R \cdot \sin\left(\frac{V_n \cdot t}{2\pi R}\right) \end{cases} \quad (3)$$

де $\Delta h \cdot k$ - відстань між зернами, ($k = 0,1,2...n$); α - центральний кут в радіанах; R - радіус циліндра; V_s - швидкість подачі, вздовж осі обертання; V_n - швидкість обертання; t - час оброблення; A - амплітуда осцилювання; $f = \frac{V_s}{A}$ - частота коливань.

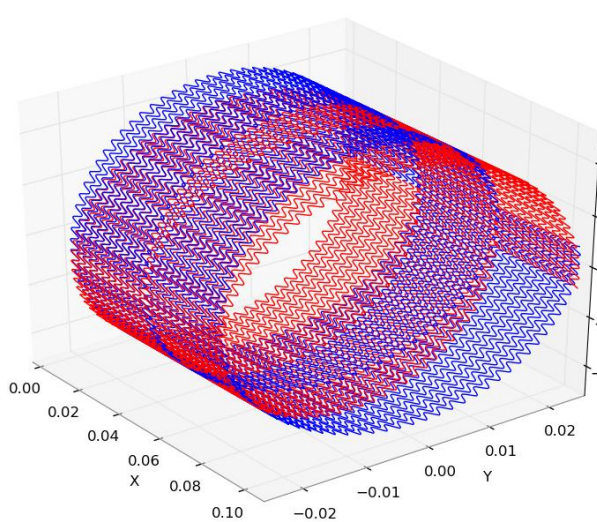


Рис.4 - Утворення малюнку мікрорельєфу оброблюваної поверхні фероабразивним зерном на поверхні оброблюваного підшипника з врахуванням всіх факторів, що впливають на його утворення

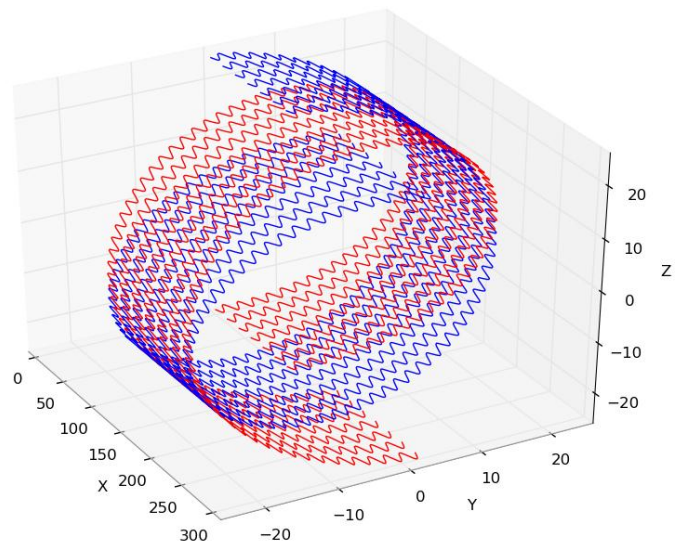


Рис.5 - Графічне зображення руху фероабразивних зерен в тривимірному просторі з додаванням складової кута нахилу та моделювання зворотно - поступального руху

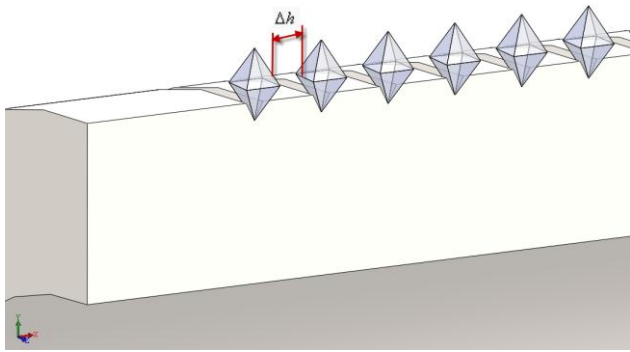


Рис.6 - Схематичні зображення розташування зерен в процесі різання та утворенні риски на оброблюваній поверхні зерен зі зміщенням їх на величину Δh

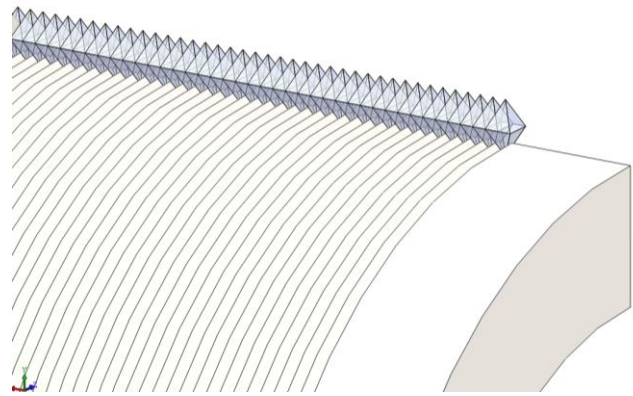


Рис.7 - Схематичне відтворення формування мікрорельєфу сукупністю фераабразивних зерен

З урахуванням наведених теоретичних розробок та за допомогою програмного забезпечення було змодельовано вплив зернистості МАП та технологічних режимних факторів MAO на формування параметрів шорсткості.

В результаті моделювання було встановлено, що при зернистості МАП 50-300 мкм та режимах різання $\delta = 1$ мм, амплітуді осциляції $A = 1,5$ мм, $\nu = 2000$ об/хв. забезпечується шорсткість поверхонь тертя підшипників у діапазоні $R_a = 0,08-0,05$ мкм.

Виконані з урахуванням розрахункових напрацювань експериментальні дослідження надтонкого магніто-абразивного оброблення підшипників надали змогу одержати величини параметрів якості оброблених поверхонь, які співпадають з розрахунковими значеннями, що підтвердило правильність та коректність виконаного теоретичного дослідження.

Висновки

В результаті проведених теоретико-експериментальних досліджень можна зробити наступні висновки:

1. На основі теоретичного моделювання було встановлено технологічні вимоги для параметрів MAO, а саме, зернистість порошку 50-300 мкм; режими різання - $\delta = 1$ мм, амплітуда осциляції $A = 1,5$ мм, $\nu = 2000$ об/хв., що забезпечило одержання параметрів шорсткості поверхонь тертя підшипників ковзання на основі нікелю ЭИ929- CaF_2 та міді ДН5МЗКФ9 у межах $R_a = 0,08-0,05$ мкм.

2. Виконано комп'ютерне моделювання складних траєкторій руху сукупності фераабразивних зерен у робочому зазорі в залежності від параметрів надтонкого абразивного оброблення підшипників ковзання на основі нікелю та міді, що дозволяє прогнозувати топографію їх робочих поверхонь та керувати утворенням мікрорельєфу технологічними заходами для забезпечення максимальних параметрів якості поверхонь, які є передумовою високої зносостійкості високооберткових підшипників ковзання поліграфічних машин.

Література: 1. Гавриш А.П. Фінішна алмазно-абразивна обробка магнітних матеріалів. Монографія // Гавриш А.П., Мельничук П.П. -Житомир: Житомирський державний технологічний університет, 2004.-552 с. 2. Гавриш А.П. Особливості фінішної обробки поверхонь підшипникових матеріалів на основі нікелю / Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю. // Восточно - европейский журнал передовых технологий.- Харків .– №1/1 (37), 2009.-С.10-13. 3. Роїк Т.А. Сучасні системи технологій заготівельного виробництва в машинобудуванні: Монографія // Роїк Т.А., Гавриш А.П., Гавриш О.А. –

К:ЕКМО, 2010. – 212 с. **4.** Пат. 31545 Україна. МПК (2006) С22С 19/03. Антифрикційний композиційний матеріал на основі нікелю / Роїк Т.А., Гавриш А.П., Гавриш О.А., Холявко В.В., Віцюк Ю.Ю.; власник НТУУ «КПІ». - № u200714341; заявл.19.12.2007; опубл.10.04.2008, Бюл.№7. **5.** Пат. 40139 Україна МПК С22С9/02, С22С9/00, С22С1/00, С22С1/04, С22С1/05. Антифрикційний композиційний матеріал / Т.А. Роїк, А.П. Гавриш, О.А. Гавриш, В.В. Холявко, Ю.Ю.Віцюк, О.О. Мельник; власник НТУУ «КПІ». –№ u200812686; заявл. 29.10.2008, опубл. 25.03.2009, Бюл. № 6. **6.** Пат. 48385 Україна. МПК (2009) G11В 5/127. Спосіб фінішної магнітно-абразивної обробки поверхонь циліндричних отворів деталей з високолегованих композитів / Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю., Гавриш О.А.; власник НТУУ «КПІ». - № u 200911006; заявл.03.10.2009; опубл.10.03.2010, Бюл.№5. **7.** Пат. 40050 Україна. МПК (2009) G11В 5/127. Спосіб надтонкої абразивної обробки циліндричних поверхонь деталей з нікелевих сплавів / Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю., Гавриш О.А.; власник НТУУ «КПІ». - № u 200811807; заявл.03.10.2008; опубл.25.03.2009, Бюл.№6.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, д.т.н., проф., ДДМА

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ ФЕРООБРАЗИВНОГО ЗЕРНА ПРИ МАГНИТО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ПОДШИПНИКОВ ПЕЧАТНЫХ МАШИН НА ОСНОВЕ МЕДИ И НИКЕЛЯ

Гавриш А.П., Роик Т.А., Мельник А.А., Вицюк Ю.Ю.

В статье приведены теоретико-экспериментальное исследование и получен математический аппарат, который открыл пути прогнозирования нанесения рисунка микрорельефа рабочих поверхностей подшипников после применения МАО и позволил целенаправленно получать высокие параметры качества контактных поверхностей трущихся деталей полиграфических машин. Приведены экспериментальные данные, полученные параметры качества подшипников рабочих поверхностей отвечают расчетными результатами. Это подтвердило правильность теоретических исследований.

ПРОГНОЗУВАННЯ ТРАЕКТОРІЇ РУХУ ФЕРООБРАЗИВНОГО ЗЕРНА ПРИ МАГНІТО-АБРАЗИВНОМУ ОБРОБЛЕННІ ПІДШИПНИКІВ ДРУКАРСЬКИХ МАШИН НА ОСНОВІ МІДІ ТА НІКЕЛЮ

Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю.

У статті наведено теоретико-експериментальні дослідження і отримано математичний апарат, який відкрив шляхи прогнозування нанесення малюнка микрорельєфу робочих поверхонь підшипників після застосування МАО і дозволив цілеспрямовано отримувати високі параметри якості контактних поверхонь третьових деталей поліграфічних машин. Наведено експериментальні дані, отримані параметри якості підшипників робочих поверхонь відповідають розрахунковими результатами. Це підтвердило правильність теоретичних досліджень.

PROGNOSTICS OF FERROABRASIVE GRAIN' MOTION PATH AT THE MAGNETIC
ABRASIVE TREATMENT OF PRINTING MACHINES' BEARINGS ON THE BASE OF
COPPER AND NICKEL

Gavrish A.P., Roik T.A., Melnik O.O., Vitsuk U. U.

In an article the theoretical experimental researches for obtaining a mathematical apparatus which opens the ways of prognostics the drawing of microrelief on the working surfaces of high-speed copper and nickel bearings after magnetic abrasive treatment have been presented. These researches give a possibility to obtain purposefully high quality parameters of contact surfaces of polygraph machines' bearings.

It was shown the experimental data of obtained quality parameters of bearings working surfaces agree with calculated results. It confirmed propriety and correctness of theoretical researches.

Ключевые слова: прогнозирование, фeroобразивное зерно, магнито-абразивная обработка, подшипник скольжения

Ключові слова: прогнозування, фeroобразивне зерно, магнітно-абразивна обробка, підшипник ковзання

Key words: forecasting, feroabrasive grains, magnetic-abrasive treatment, bearing

УДК 621.9.048

Жартовский А.В. Шишкин А. В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА

Введение

Новые технологических процессы повышения износостойкости поверхностей развиваются путем создания и применения новых материалов износостойких покрытий и совершенствовании способов их нанесения на поверхность.

Известны методы получения дисперсных материалов проводников и легирования поверхности электрическим взрывом [1]. В процессе электрического взрыва на вещество воздействуют высокие давления и температуры [2]. Имеется ряд факторов влияющих на качественные параметры получаемого вещества. Среди этих факторов давление, температура, состав исходного материала, наличие катализаторов.

Указанные факторы успешно реализуются в ударных волнах [3]. Таким образом из графита синтезируют алмаз или другие сверхтвердые материалы. вещества [4, 5, 6]. При получении алмазных нанопорошков из смесей графита с металлами длительность ударной волны составляет 10-20 мкс, создаваемое давление достигает 20-40 ГПа.

Другим способом синтеза является электрический взрыв [2] в результате которого при помощи специальных устройств [3] производится взрыв проводника в контролируемой атмосфере. При электрическом взрыве проводников в результате быстрого джоулевого нагрева (в диапазоне плотности тока от 10^7 до 5×10^8 А/см²) введенная энергия в несколько раз превышает энергию сублимации металла. Условия нагрева не являются однородными. Джоулевы потери выше на границах кристаллитов и дефектов и с самого начала в расширяющемся металле зарождаются ядра, из которых, в конечном счете, образуются частицы. При одинаковой плотности введенной энергии размер частиц уменьшается с увеличением скорости нагрева или плотности тока [2].

Для нанесения износостойких покрытий и сварки используют физико-химические процессы в электрическом контакте. Это связано с тем, что из-за существования шероховатости и волнистости рельефа на контактирующих поверхностях эффективная (фактическая) контактная поверхность значительно меньше чем площадь электрода.

Это приводит к тому, что из-за малой массы металла в зоне контакта при пропускании электрического тока возникают зоны локального перегрева. Время установления локального нагрева составляет $1 - 50 \times 10^{-4}$ с [7].

Температура локального перегрева [7] характеризуется сложной зависимостью, которая, однако, не дает возможности определения температурных параметров для практических целей. При пропускании больших токов происходят микровзрывы.

Это явление использовано для ускорения диффузионных процессов при соединении материалов.

Однако литературные данные об исследованиях явлений в контактах при пропускании электрического тока крайне ограничены и имеют отношение преимущественно к контактной сварке.

Цель работы

Целью производимого исследования является получение экспериментальных данных о характере и параметрах электрического тока при пропускании через микровыступы поверхностного слоя материала.

Процессы выделения энергии и образования ударных волн быстротечны. Они могут быть созданы специальным источником питания и могут быть зафиксированы только при помощи специального оборудования.

Задачей представленной работы является разработка экспериментальной установки для исследования характера и параметров электрического тока при пропускании через микровыступы поверхностного слоя материала.

Основная часть

Поверхность твердого тела обладает шероховатостью и волнистостью. Высота микронеровностей неодинакова. Наличие шероховатости и волнистости приводит к тому, что поверхности контактируют в отдельных «пятнах» [6,7]. Такое пятно состоит из некоторого количества точек. Поверхность электрического контакта представляет собой совокупность точек контакта свободных от непроводящих пленок. Проводимость через эти пленки осуществляется за счет туннельного эффекта, либо путем термоэлектронной эмиссии [7]. Основным механизмом проводимости электрических контактов является омическая проводимость через участки с чисто металлическим контактом. Такой контакт образуется в результате локального разрушения пленок под действием микровыступов контактирующих поверхностей. Омическая проводимость является основным видом проводимости электрического контакта. В местах касания образуется переходное сопротивление, природа которого заключается в том, что линии тока при прохождении через контакт значительно искривляются за счет малых площадей контактных пятен. В результате образуются области «стягивания», в которых значения величины проходящего тока значительно превосходит величину тока в проводнике. При прохождении электрического тока через области стягивания происходит выделение тепловой мощности

$$P=I^2 R_{\text{пер.}} , \quad (1)$$

где I - ток через контакт; $R_{\text{пер}}$ – переходное сопротивление

Происходит локальный перегрев в области стягивания. Разность между температурой на эффективной контактной поверхности и температурой тела контакта называется температурой локального перегрева и характеризуется зависимостью[7]

$$T - T_0 = L \left[\frac{U_{(\theta)}}{4} \right]^2 , \quad (2)$$

где T_0 – температура тела контакта; К; $L= 2,4 \times 10^{-8} \text{ В}^2/\text{К}^2$ – коэффициент Вейдемана-Лоренца; $U_{(\theta)}$ - падение напряжения в области стягивания.

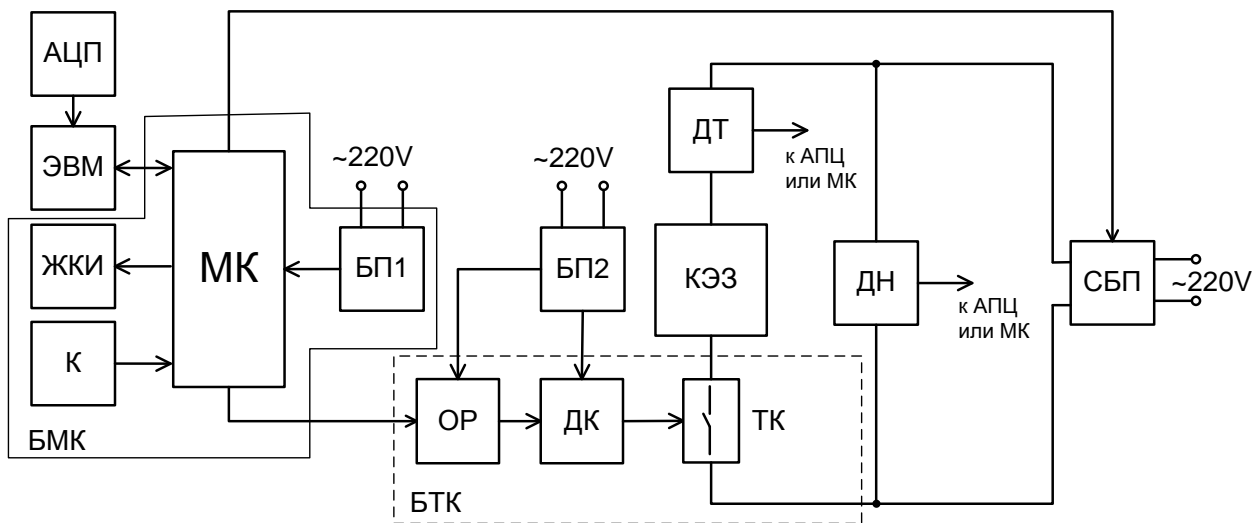
Для практических целей при разработке параметров режима нанесения покрытия или сварки необходимо определять удельную тепловую мощность, выделяемую в области стягивания. Эта задача может быть решена экспериментальными методами. Для этого необходимо практическим путем определить величины площади области стягивания и параметров проходящего электрического тока. Была спроектирована и изготовлена установка содержащая в силовой блок, который, позволяет формировать электрические импульсы напряжением от 30 до 450 В. Допустимое значение величины тока через силовые транзисторы – 300 А. Длительность импульса регулируется в широких пределах от 10мкс до 100мс.

Электрическая структурная схема экспериментальной установки для исследования характера и параметров электрического тока при пропускании через микровыступы поверхностного слоя материала приведена на рис. 1

Электрическая структурная схема экспериментальной установки для исследования характера и параметров электрического тока содержит следующие элементы: БМК – блок микроконтроллера; МК – микроконтроллер; ЖКИ – жидко - кристаллический индикатор; К – клавиатура; БТК – блок транзисторного ключа; ОР – оптронная развязка; ТК – транзисторный ключ; ДК – драйвер транзисторного ключа; КЭЗ – контакт «электрод-заготовка»; БП1, БП2 – блоки питания электроники; СБП – силовой блок питания; ЭВМ – электронно-вычислительная машина; АЦП – аналогово-цифровой преобразователь; ДТ – датчик тока; ДН – датчик напряжения.

Напряжение необходимого уровня формируется в силовом блоке питания (СБП) и контролируется в ходе всего технологического процесса при помощи датчика напряжения (ДН), сигнал с которого поступает: 1 – на этапе проведения экспериментальных исследований – через аналогово-цифровой преобразователь (АЦП) на электронно-вычислительную машину (ЭВМ), где происходит сохранение и цифровая обработка сигнала;

2 – на этапе функционирования установки – на микроконтроллер (МК), где происходит контроль уровня напряжения.



ис. 1 - Электрическая структурная схема экспериментальной установки для исследования характера и параметров электрического тока

Микроконтроллер (МК) является управляющим устройством системы и выполняет следующие функции: 1 – формирует импульсы или серии импульсов определенной длительности, скважности, частоты; эти импульсы затем подаются через оптронную развязку (ОР) на драйвер (ДК) силового транзисторного ключа (ТК). В момент коммутации транзистора ТК через КЭЗ проходит импульс электрического тока, фиксируемый датчиком тока (ДТ). Сигнал с ДТ поступает на АЦП подключенному к ЭВМ, или на МК; 2 – осуществляет связь с ЭВМ верхнего уровня, позволяет, таким образом, в режиме реального времени задавать необходимые настройки установки и регулировать ход технологического процесса; 3 – осуществляет интерфейс установки с оператором посредством опроса клавиатуры (К) и вывода на жидкокристаллический индикатор (ЖКИ). Таким образом, пользователь может задать запрограммированные режимы работы установки. Для питания системы управления предусмотрены блоки питания БП1 и БП2. На этапе проведения экспериментальных исследований сигналы с датчиков напряжения ДН (диапазон измерения 0 – 500 В) и тока ДТ (диапазон измерения -200...+200 А) поступают через аналогово-цифровой преобразователь (АЦП) на персональный компьютер, где происходит сохранение и цифровая обработка сигнала в программном продукте Power Graph 3.2.

Выводы

Разработана и изготовлена экспериментальная установка для исследования параметров электрического тока при пропускании через микровыступы поверхностного слоя материала. Экспериментальная установка позволяет формировать электрические импульсы напряжением от 30 до 450 В. Допустимое значение величины тока – 300 А. Длительность импульса регулируется в пределах от 10мкс до 100мс. Диапазоны измерения тока ± 200 А, напряжения 0 – 500 В. Установка позволяет сохранять и производить цифровую обработку сигнала.

Литература : 1.Лернер М.И., Электровзрывные нанопорошки неорганических материалов: технология производства, характеристики, области применения, Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук.- Томск: Томский политехнический университет, 2007.=31 с. 2.Седой, В. С. Исследование электрического взрыва проводников и его применение в электрофизических установках : Дис. д-ра техн. наук - Томск: Томский политехнический университет., 2003 235 с. 3.Назаренко О.Б Получение нанопорошков карбидов и нитридов металлов при электрическом взрыве

проводников в жидких углеводородах / Назаренко О.Б., Ильин А.П.// Физика и химия обработки материалов, 2003 г., № 2, с. 85-87. **4.** А. И. Гусев. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии. Изд. 2-е, исправленное и дополненное. Москва: Наука-Физматлит, 2007. 416 с. **5.** Сверхтвердые материалы. Получение и применение. Т. 1: Синтез алмаза и подобных материалов. Отв. ред. А.А. Шульженко. Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН», 2003, 320 с. **6.** Сафонов Л.И. Электрические прямоугольные соединители. Анализ физических процессов в контактах/ Сафонов Л. И. Сафонов А.Л.// Технологии в электронной промышленности, 2007, №6. **7.** Сафонов А.Л., Электрические прямоугольные соединители. Основные аспекты теории неподвижного электрического контакта / Сафонов А.Л. Сафонов Л.И. // Технологии в электронной промышленности, 2008, №4.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДГМА

РАЗРАБОТКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА

Жартовский А.В. Шишкин А. В.

Разработана и изготовлена экспериментальная установка для исследования параметров электрического тока при пропускании через микровыступы поверхностного слоя материала. Экспериментальная установка позволяет формировать электрические импульсы напряжением от 30 до 450 В. Допустимое значение величины тока – 300 А. Длительность импульса регулируется в пределах от 10 мкс до 100 мс. Диапазоны измерения тока ± 200 А, напряжения 0 – 500 В. Установка позволяет сохранять и производить цифровую обработку сигнала

РОЗРОБКА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЇ УСТАНОВКИ ДЛЯ ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ЕЛЕКТРИЧНОГО СТРУМУ

Жартовский О.В. Шишкин А. В.

Розроблена і виготовлена експериментальна установка для дослідження параметрів електричного струму при проходженні через мікроступи поверхневого шару матеріалу. Експериментальна установка дозволяє формувати електричні імпульси напругою від 30 до 450 В. Допустиме значення величини струму – 300 А. Тривалість імпульсу регулюється в межах від 10 мкс до 100 мс. Діапазони вимірювання струму ± 200 А, напруги 0 - 500 В. Установка дозволяє зберігати і проводити цифрову обробку сигналу

WORKING OUT OF EXPERIMENTAL INSTALLATION FOR RESEARCHES OF PARAMETERS OF THE ELECTRIC CURRENT

Jartovsky A.V. Shishkin A. V.

An experimental setup for studying the parameters of an electric current by passing through microprotrusions surface layer has been designed and constructed. The experimental setup allows you to generate electrical pulses with voltage from 30 to 450 V. A valid value of the current is 300 A. The pulse duration is adjustable between 10mks to 100ms. Current measuring range ± 200 A, voltage 0 - 500 V. Installation allows you to store and produce digital signal processing.

Ключевые слова: экспериментальная установка, электрический ток, цифровая обработка сигнала

Ключові слова: експериментальна установка, електричний струм, цифрова обробка сигналу

Key words: experimental installation, electric current, digital signal processing

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Введение

Современный уровень развития техники характеризуется повышением требований к качеству механизмов и машин. Важнейшими факторами, определяющими потребительские качества, долговечность, надежность и точность работы машин и приборов, являются погрешности размеров, отклонения формы, шероховатость, волнистость поверхностей и др. При изготовлении широкого класса деталей машин и приборов, нужно с одной стороны выдерживать высокие требования по качеству получения геометрических размеров, шероховатости и физико-механическому состоянию поверхностного слоя, с другой стороны повышать производительность их выпуска в связи с требованиями рынка. Процесс доводки в значительной степени позволяет обеспечить требуемые технологические параметры обрабатываемых поверхностей. Ставится задача не только повысить точность изготовления деталей в целом, но и обеспечить стабильность их параметров.

Целью данной работы является разработка циклов управления процессом доводки прецизионных поверхностей деталей приборов.

Основная часть

Обзор существующих технологических процессов, применяемых для доводки прецизионных поверхностей на производстве показывает, что для управления процессом доводки перемычек маятников акселерометров может выступать усилие прижима притира к заготовке, окружная скорость поверхности притира и зернистость доводочной пасты.

В начальный момент времени состояние процесса характеризуется исходным состоянием рабочей поверхности инструмента и заготовки, которое определяется их параметрами шероховатости и твердостью поверхностного слоя. Конечное состояние – точностью формы притира Δ_{np} и максимально допустимой шероховатостью Ra_{np} , при которых не обеспечиваются заданные параметры качества, а эксплуатация изделия становится невозможной.

Состояние заготовки, после j -го контакта притира, шаржированного алмазными зернами, задается текущим радиус-вектором $r_j(\alpha)$ канавки, где α – полярный угол; пространственными отклонениями Δ_j , наибольшей высотой профиля шероховатости $R_{max j}$ и глубиной дефектного слоя h_{dj} .

Текущий радиус-вектор канавки после j -го оборота

$$r_j(\alpha) = r_{j-1}(\alpha) - \Delta r_j(\alpha) \quad (1)$$

вычисляется по его значениям после $j-1$ -го оборота и величине радиального съема материала $\Delta r_j(\alpha)$.

Отклонения формы канавки после j -го контакта определяются разностью между максимальным и минимальным значениями радиусов векторов притира

$$\Delta_j = \frac{\max}{\alpha} r_j(\alpha) - \frac{\min}{\alpha} r_j(\alpha). \quad (2)$$

Текущее значение высоты профиля шероховатости поверхности детали, отсчитываемое от линии выступов шероховатости имеет вид

$$R_{max j} = R_{max j-1} - \Delta r. \quad (3)$$

Для глубины дефектного слоя h_d , независимо от (3), но с теми же обозначениями

$$h_{dj} = h_{dj-1} + R_{max j-1} - R_{max j} - \Delta r_j. \quad (4)$$

Текущий припуск после j -го оборота вычисляется по его значению после $j-1$ го оборота и величине радиального съема материала Δr_j

$$\Pi_j = \Pi_{j-1} - \Delta r_j. \quad (5)$$

Начальное состояние объекта соответствует параметрам заготовки в момент ее установки на станок

$$\begin{aligned} r_o(\alpha) &= r_{\text{канавки}}(\alpha); & \Delta_o &= \Delta_{\text{канавки}}; \\ R_{\text{max}0} &= R_{\text{max заг}}; & h_{d0} &= h_{d\text{заг}} \end{aligned} \quad (6)$$

Конечное состояние (k) объекта должно соответствовать техническим требованиям на деталь

$$h_{\text{max пер}} \geq h_{\text{пер}} \geq h_{\text{min пер}}, \quad (7)$$

где $h_{\text{max пер}} - h_{\text{min пер}} = \delta$, δ – допуск на изготовление детали.

$$\begin{aligned} \Delta_k &\leq \Delta_{\text{доп}}; & R_{\text{max}k} &\leq R_{\text{max доп}}; \\ Ra_k &\leq Ra_{\text{доп}}; & h_{dk} &\leq h_{d\text{доп}}. \end{aligned} \quad (8)$$

Неравенства (8) справедливы для конца цикла доводки детали, после того как будет снят весь припуск. В процессе обработки параметры качества изделия могут отличаться от требований чертежа. Однако на протяжении всего цикла они должны находиться в заданной области значений, при которых достижимы требуемые параметры качества детали. Так в течение всего цикла обработки нижняя граница текущей шероховатости поверхности не должна опускаться глубже, чем соответствующая граница слоя шероховатости детали.

$$R_{\text{max}j} \leq \Pi_{jd} + R_{\text{max}d}, \quad (9)$$

где Π_{jd} – припуск, оставшийся не удаленным после j -го контакта поверхности с кругом.

Аналогичные неравенства могут быть записаны для глубины дефектного слоя (рис. 1)

$$h_{dj} + R_{\text{max}j} \leq \Pi_j + h_{dj} + R_{\text{max}dj}. \quad (10)$$

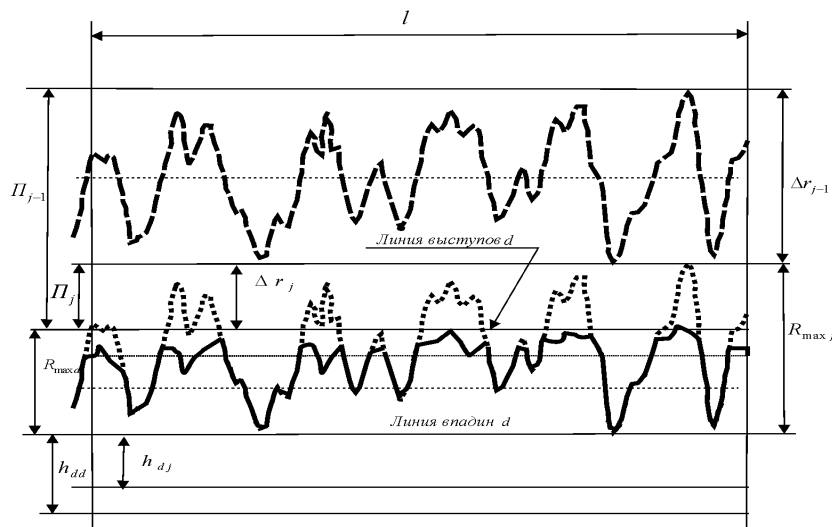


Рис. 1 – Расчетная схема формирования показателей качества при доводке

Кроме рассмотренных, на процесс доводки накладывается ряд ограничений, обусловленных техническими характеристиками станка и технологической системы процесса доводки.

К таким ограничениям относятся:

- размер зерен в абразивной пасте Z ;
- усилие прижима притира, пределом которой является условие

$$P_y \leq P_{y_{\text{доп}}} ; \quad (11)$$

– окружная скорость притира V_n ограничивается предельными значениями технических возможностей станка:

$$V_n \leq V_{n_{\text{max}}} . \quad (12)$$

При доводке абразивными кругами критериями эффективности обычно полагают $t_{\text{ум}}$ – штучное время на операцию или C_i – приведенные затраты на обработку изделия [3]

$$t_{\text{ум}} = \frac{P}{Q_{\Sigma}} K_{\Pi} + T_{\Pi} + \frac{T_{\text{с.и}} \cdot n_{\text{с.и}}}{n_{\text{дет}}} , \quad (13)$$

$$C_i = R \cdot t_{\text{ум}} + q \cdot P \cdot B \cdot L \cdot C_u + n_{\text{с.и}} \cdot C_{\text{прав}} , \quad (14)$$

где P – припуск на операцию; Q_{Σ} – суммарная скорость съема материала; K_{Π} – коэффициент, учитывающий влияние пути врезания на основное время; T_{Π} – подготовительно-заключительное время на деталь; $T_{\text{с.и}}$ – время замены инструмента в случае его предельного износа; $n_{\text{с.и}}$ – количество смен инструмента при обработке партии деталей; $n_{\text{дет}}$ – количество деталей в партии; R – стоимость станкосекунды; q – удельный расход абразивной пасты; C_u – стоимость абразивной пасты; $C_{\text{прав}}$ – затраты на одну переустановку притира.

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. Погрешности описания неизбежно приводят к снижению производительности, нестабильности и потере качества изделий.

Совокупность математических зависимостей, полученных в работах [1, 2] и ограничений (1-14) (табл. 1) представляют описание свойств технологической системы и позволяют назначить циклы управления операцией доводки с высокой точностью, а также рассчитывать параметры состояния технологической системы с учетом стохастической природы процесса.

Указанное позволяет решать задачи оптимизации технологического процесса известными численными методами по различным формализованным критериям, например, по критерию быстродействия (критерий штучного времени производства детали), себестоимости, приведенных затрат и др., что соответствует решению задачи построения предельных граничных циклов программного управления.

При решении этих задач необходимо учитывать тот факт, что состояние технологической системы несвободно от наследования параметров, определяемых результатами обработки предыдущей детали. В качестве начальных данных при моделировании граничного цикла обработки каждой последующей детали используются как данные о начальном состоянии системы (например, параметры детали), так и финальные параметры (например, состояния притира). Указанное определяет наличие семейства оптимальных граничных циклов.

При оптимизации по быстродействию или нахождении наилучшего решения по себестоимости может быть использован широкий спектр методов оптимизации, например: метод покоординатного спуска Пауэлла или динамического программирования Белмана [3].

При расчете циклов было принято следующее допущение:

- при каждом обороте участок поверхности притира контактирует с измененным, но постоянным на i – М обороте слоем рабочей поверхности заготовки.

Таблица 1

Математическая модель процесса доводки

Зависимости математической модели	
Состояние объекта и системы	$fa_3(d, L) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \frac{\mu}{\sqrt{\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2 + \sigma_d^2}} \cdot \exp \left[-\frac{[(d - u_1 - u_2) - (m_d - m_{u1} - m_{u2})]^2}{2(\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2 + \sigma_d^2)} \right]$
	$1 - \beta_0 = \exp \left[\frac{\mu}{\sqrt{2\pi} \cdot \sigma_{a_3}} \cdot \frac{\chi \cdot V_u}{l_0^2} \cdot (t - t_0) \times \right. \\ \left. \times \int_0^{t_f - y} \left(\sqrt{a_3(d - a_3)} \cdot \exp \left[-\frac{(a_3 - m_{a_3})^2}{2\sigma_{a_3}^2} \right] \right) da_3 \right]$
	$t_p(y) = P(\bar{y}); Ra = 2 \int_0^\infty P(\bar{y}) dy_m; R_{\max} \approx 12 \int_0^\infty P(\bar{y}) dy_m$
	$P_{3_y} = \int_0^{t_f} P_{3_y} \cdot b \cdot P(y) \cdot L_k \cdot n_3 \cdot f_{a_3}(d, L) \cdot l \cdot da_3$
	$h_j = h_{j-1} - \Delta r_j(\alpha); \Delta_j = \frac{\max}{\alpha} r_j(\alpha) - \frac{\min}{\alpha} r_j(\alpha); R_{\max j} = R_{\max j-1} - \Delta r;$ $h_{dj} = h_{dj-1} + R_{\max j-1} - R_{\max j} - \Delta r_j; \Pi_j = \Pi_{j-1} - \Delta r_j; r_o(\alpha) = r_{\text{канавки}}(\alpha);$ $\Delta_o = \Delta_{\text{канавки}};$ $R_{\max 0} = R_{\max \text{заг}}; h_{d0} = h_{d\text{зар}}$
Ограничения	$h_{\max \text{пер}} \geq h_{\text{пер}} \geq h_{\min \text{пер}};$
	$\Delta_k \leq \Delta_{\text{доп}}; R_{\max k} \leq R_{\max \text{дон}}; Ra_k \leq Ra_{\text{дон}}; h_{dk} = h_{\text{доп}};$
	$R_{\max j} \leq \Pi_{jd} + R_{\max d};$
	$h_{dj} + R_{\max j} \leq \Pi_j + h_{ddj} + R_{\max dj};$
	$P_y \leq P_{y\text{дон}};$
	$V_n \leq V_{n\max};$
Критерии качества	$t_{um} = \frac{\Pi}{Q_\Sigma} K_\Pi + T_\Pi + \frac{T_{\text{С.И.}} \cdot n_{\text{С.И.}}}{n_{\text{дет}}};$
	$C_i = R \cdot t_{um} + q \cdot \Pi \cdot B \cdot L \cdot C_u + n_{\text{с.и.}} \cdot C_{\text{прав}}.$

Полученные в результате расчета циклы (рис. 2) оказались состоящими из двух этапов, которые могут характеризоваться также как и в работе [3]:

- этапа «форсированного режима», на котором зерна доводочной пасты внедряются в поверхности заготовки и притира;
- этапа «непосредственной доводки», на котором сила прижима ограничивается жесткостью перемычки маятника, величиной дефектного слоя и лимитируется ограничениями на шероховатость поверхности и точность обработки.

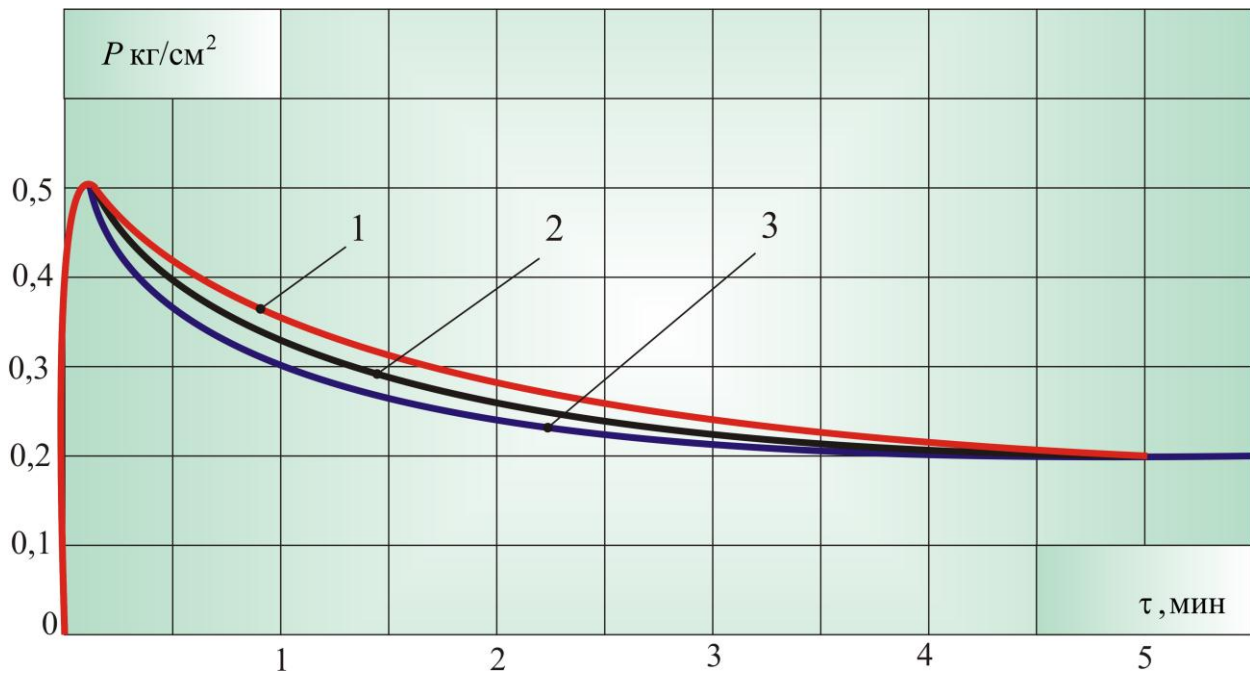


Рис. 2 – Семейство циклов программного управления

Выводы

При расчете циклов учитывалось состояние притира в различные периоды его стойкости, поэтому продолжительность каждого последующего цикла увеличивается.

Общее время цикла обработки первой детали в 1,38 раза меньше цикла обработки детали в конце периода стойкости инструмента. При обработке 10-й, 30-й деталей основное время снижается в 1,15; 1,3; раза, по сравнению с заводскими.

Перспективой дальнейших исследований в данном направлении является разработка системы автоматического управления операцией доводки, позволяющей вести обработку по разработанному циклу.

Литература: 1. Братан С.М. Оценка параметров качества поверхности при доводке свободным абразивом / С.М. Братан, Д.А. Каинов, С.Е. Сазонов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2008. – Випуск 5 (139). – С. 9 –15. 2. Сазонов С.Е. Моделирование силы прижима инструмента при доводке шеек маятников акселерометров / С.Е. Сазонов, С.М. Братан // зб. наук. пр. Вісник СевНТУ. Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь, вид-во СевНТУ, 2010. – Вип. 107. – С. 194 – 196. 3. Якобс Г.Ю. Оптимизация резания / Г.Ю. Якобс, Э.Якоб, Д. Кохан. – М.: Машиностроение, 1987. – 279 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Сазонов С.Е.

Предложен процесс контроля циклов отделки шеек маятников акселерометров разработанным оборудованием, позволяющим проводить двустороннюю обработку по разработанным циклам с учетом встроенных ограничений.

УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСІ ДОВЕДЕННЯ ПРЕЦИЗІЙНИХ ПОВЕРХОНЬ

Сазонов С.Є.

Запропоновано процес контролю циклів обробки шийок маятників акселерометрів розробленим обладнанням, що дозволяє проводити двосторонню обробку за розробленими циклами з урахуванням вбудованих обмежень.

PROCESS MANAGEMENT LAPPING PRECISION SURFACES

Sazonov S.

The control process of finish cycles of necks accelerometer pendulum with designed equipment that allows holding bilateral processing cycles on the developed cycles taking into account the built-in limitations.

Ключевые слова: маятник, акселерометр, цикл обработки, ограничения, доводка

Ключові слова: маятник, акселерометр, цикл обробки, обмеження, доведення

Keywords: pendulum, accelerometer, loop, control, finishing

УДК 621.452

Сахнюк Н.В., Івченко Л.І.
ЗНТУ, г. Запорозьє, Україна

УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ ПОВЕРХНОСТИ ЛОПАТОК ГТД ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ

Введение

Несущая способность деталей ГТД при прочих равных условиях определяется формированием оптимальных параметров поверхностного слоя, обеспечивающих необходимые прочностные свойства конкретной детали. Особенно важна роль поверхностного слоя для деталей из титановых сплавов вследствие их высокой чувствительности к концентрации напряжений.

Одними из наиболее ответственных деталей ГТД являются рабочие лопатки компрессора, изготавливаемые из титановых сплавов. Практика эксплуатации показывает, что их разрушение обычно носит усталостный характер и начинается с поверхности [1]. Поэтому, формирование благоприятных характеристик поверхностного слоя лопаток и повышение их предела выносливости необходимо решать технологическими методами на стадии изготовления.

Изготовление рабочих лопаток компрессора методом холодного вальцевания позволяет обеспечивать их динамическую прочность. Однако при этом имеет место различная деформация у корневого сечения и на кромках лопаток, вызывающая растягивающие напряжения и структурные преобразования (которые необходимо стабилизировать термической и последующей отделочно-упрочняющей обработкой), кроме того, такая технология имеет высокую трудоемкость и приводит к значительной отбраковке лопаток (до 38 %) [2].

Основная часть

Предлагаемая технология производства рабочих лопаток компрессора методом высокоскоростного фрезерования производит полную механическую обработку пера лопаток за одну установку, за счёт чего достигается высокая точность геометрии и шероховатости поверхности, а также практически избавиться от брака (до 2 %). С появлением оборудования для высокоскоростного фрезерования (ВСФ), меняется и характер технологического процесса изготовления рабочих лопаток компрессора, когда обеспечивается плавность поверхностей спинки и корыта, входных и выходных кромок, а также поверхностей прикомлевой зоны лопаток. Точность формообразования, соответствует требованиям, предъявляемым техническими условиями на изготовление лопаток [3]. Возникающие при ВСФ микродефекты и неоднородные свойства поверхностного слоя, присущие лезвийной обработке, удаляются последующей финишной обработкой профиля пера.

Определение влияния различных вариантов финишной обработки пера лопаток, полученных методом ВСФ, на параметры поверхностного слоя и предел выносливости и являлось целью исследований. Объектом исследований служили лопатки II ступ. КВД дв. Д-36 из титанового сплава BT8. Механическая обработка лопаток осуществлялась на обрабатывающем центре Starrag SX-051B/C. В качестве окончательной финишной операции технологического процесса изготовления лопаток, полученных методом ВСФ, рассматривались следующие конкурирующие варианты: ВСФ+П (ручное полирование); ВСФ+П+УЗУ (ультразвуковое упрочнение на “мягком”, “среднем” и “жестком” режимах; ВСФ+ВП (виброполирование).

Операция УЗУ производилась в торообразном концентраторе, в соответствии с технологическими рекомендациями обработки лопаток. Были упрочнены три партии лопаток на различных режимах (табл. 1). Критериями оптимизации упрочняющей обработки служили суммарное время обработки и интенсивность упрочнения.

После УЗУ производилась доводка кромок лопаток глянецванием, вдоль профиля пера, парапластовым кругом.

Таблица 1

Режимы упрочнения лопаток на ультразвуковой установке

Вариант финишной обработки	Режимы упрочнения*			
	М, кг	d, мм	J _A , мА	τ, мин
ВСФ+П+УЗУ1 ("мягкий" режим)	0,4	1,0...1,3	30...35	5
ВСФ+П+УЗУ2 ("средний" режим)		1,0...1,3	60...65	5
ВСФ+П+УЗУ3 ("жесткий" режим)		1,0...1,3	60...65	10

* d – размер упрочняющих тел (шариков); J – интенсивность упрочнения; М – масса упрочняющих тел в камере; τ – время упрочнения.

Шероховатость поверхности определялась с помощью профилографа модели 201 на расстоянии 16...18 мм от подошвы хвостовика лопаток, по средней линии, со стороны спинки. Оценка степени наклепа поверхностей производилась на плоских образцах, размером 5×5 мм, вырезанных из средней части пера лопаток путем измерения микротвердости с помощью прибора ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду Р = 50г.

Определение остаточных напряжений на пере лопаток (со стороны спинки) производили по методу акад. Н.Н. Давиденкова (путем последовательного снятия слоев металла электрополированием), с использованием прибора ПИОН-2.

Усталостные испытания проводились на электродинамическом вибростенде ВЭДС-200 при симметричном цикле нагружения (база N=2·10⁷ циклов, температура 20°С, частота собственных колебаний по первой изгибной форме f=1000...1100 Гц). Поскольку значительное рассеивание долговечности лопаток при испытаниях на усталость и ограниченное количество лопаток затрудняют определение предела выносливости методом построения кривой усталости, был применен метод "вверх-вниз". Величину приращения напряжения при переходе от уровня к уровню приняли равной Δσ = 30,9 МПа, что соответствовало 2A = 0,2 мм. Испытания лопаток прекращали при падении частоты собственных колебаний на 3...5 %.

Значение предела выносливости рассчитывали по формуле:

$$\sigma_{-1} = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_{\max}}{2}, \text{ МПа}$$

где σ_{min} – минимальное напряжение, при котором проводили испытание, МПа;

σ_{max} – напряжение, при котором произошло первое разрушение, МПа.

Результаты исследований параметров поверхностного слоя и сравнительных испытаний на усталость представлены в табл. 2.

Результаты измерений шероховатости показали, что микрорельеф поверхности лопаток после ВСФ+П оказался несколько лучше, чем после ВСФ+П+УЗУ (на 3 режимах), при которых наблюдались чередующиеся всплески неровностей и величина R_a увеличилась, но не более чем на 0,1 мкм. При этих вариантах финишной обработки, шероховатость находилась в пределах технических условий на изготовление лопаток (R_a=0,4 мкм). После обработки ВСФ+ВП произошло увеличение шероховатости по сравнению с другими вариантами, практически в два раза, но в тоже время микропрофиль поверхности имеет

более сглаженный характер. Увеличение высоты микронеровностей может оказать значительное влияние на предел выносливости лопаток в сторону его снижения. Характер кривых несущей поверхности (рис. 1) для всех вариантов финишной обработки практически одинаков, хотя варианту ВСФ+П+УЗУ2 можно отдать предпочтение.

Таблица 2

Шероховатость поверхности, микротвердость, степень наклепа и предел выносливости лопаток

Финишная обработка	R_a , мкм	\bar{H}_μ , МПа	$S_{H\mu}$, МПа	u_n , %	σ_{-1} , МПа	$S_{\sigma_{-1}}$, МПа
ВСФ+П	0,224	4184	153,11	26,6	540,5	36
ВСФ+П+УЗУ1	0,248	4164	118,67	26,0	540,5	11
ВСФ+П+УЗУ2	0,299	4612	224,36	39,6	571,5	13
ВСФ+П+УЗУ3	0,309	4086	105,31	23,7	504	8
ВСФ+ВП	0,711	4477	197,43	35,5		
Эталон*		3304	168,53	–		

*Для определения степени наклепа.

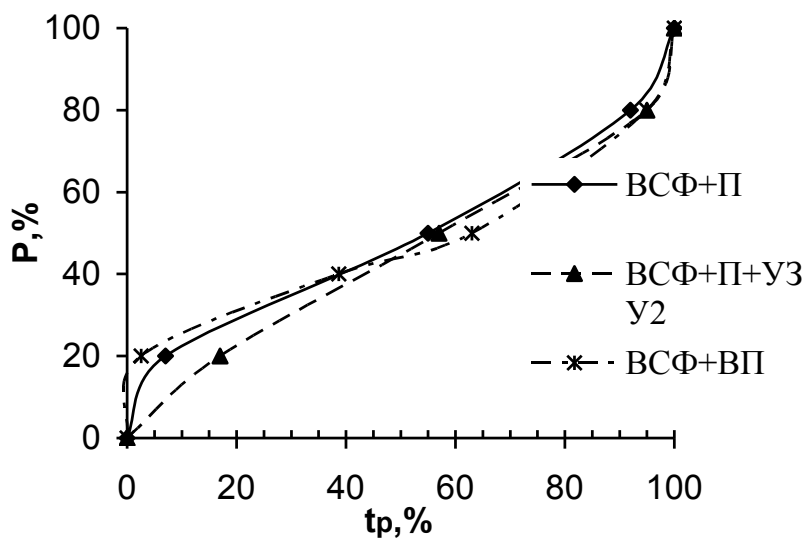


Рис. 1 – Кривые несущей поверхности при различной финишной обработке (tp – относительная опорная длина поверхности; P – уровень сечения)

Финишная обработка, включающая УЗУ, облагораживает микрорельеф поверхности, удаляя технологические концентраторы напряжений, забоины и риски от режущего инструмента, в большей степени, чем обработка ВСФ+ВП, что предотвращает зарождение в них микротрещин.

Воздействие УЗУ, при варианте финишной обработки ВСФ+П+УЗУ1, привело к незначительному понижению абсолютного значения степени наклепа при снижении рассеяния микротвердости. После варианта ВСФ+П+УЗУ2 наблюдается значительное рассеяние значений микротвердости, что свидетельствует о неоднородности свойств поверхностного слоя, сформированных данной обработкой, но в тоже время, в данном случае наблюдается наибольшая степень наклепа. При обработке ВСФ+П+УЗУ3 значения микротвердости несколько ниже, чем при других вариантах что вероятно, объясняется перенаклепом поверхности. Применение ВСФ+ВП способствует не только снижению

рассеяния значений микротвердости до вполне приемлемой величины, по сравнению с ВСФ+П+УЗУ2, но и не приводит к чрезмерному повышению поверхностного наклепа.

Анализ напряженного состояния поверхностного слоя лопаток показывает, что как после обработки ВСФ+П, так и после варианта ВСФ+ВП, у поверхности образуются сжимающие остаточные напряжения достаточно высокого уровня до 388 МПа. На глубине 30 мкм, в этом случае, наблюдаются практически одинаковые по всей глубине сжимающие напряжения в пределах 3...18 МПа, т.е. состояние поверхности полностью стабилизируется и устраняется влияние предшествующих операций. При обработке ВСФ+П+УЗУ3 характер распределения остаточных напряжений резко меняется: у поверхности уровень сжимающих напряжений достигает 323 МПа, на глубине 10 мкм сжимающие напряжения максимальны по величине и равны 469 МПа, а на глубине 70 мкм их величина достигает 72 МПа. После обработки ВСФ+П+УЗУ2 характер эпюры остаточных напряжений аналогичен эпюре остаточных напряжений после варианта ВСФ+П+УЗУ3, за исключением величины значений напряжений у поверхности, равных 210 МПа, а также максимальных напряжений 292 МПа на глубине 20 мкм.

Следует отметить, что при всех вариантах финишной обработки, достигается образование значительных по величине благоприятных сжимающих остаточных напряжений.

Сравнительные испытания на усталость показывают, что при обработке ВСФ+П+УЗУ1 не происходит изменения предела выносливости, по сравнению с вариантом ВСФ+П, из-за недостаточного упрочнения поверхности пера лопаток, но уменьшается его рассеяние. При варианте ВСФ+П+УЗУ2, происходит повышение предела выносливости, по сравнению с ВСФ+П, с уменьшением рассеяния предела выносливости. После обработки по варианту ВСФ+П+УЗУ3, происходит перенаклеп тонких кромок, в результате чего снижается предел выносливости.

Фрактографическое исследование изломов лопаток, разрушенных после усталостных испытаний, показывает, что разрушения носят многоочаговый усталостный характер (рис. 2). При этом в очагах металлургические дефекты не обнаружены.

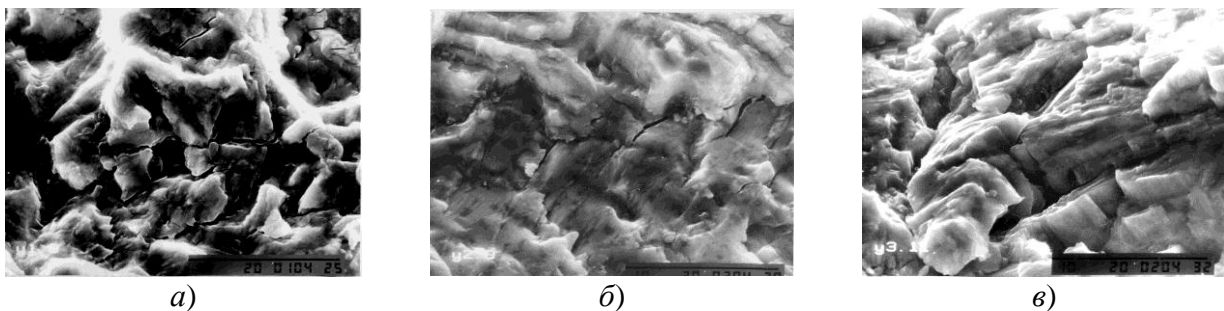


Рис. 2 – Микрофрактограммы усталостных изломов:
а, б, в – усталостное разрушение перед зоной долома($\times 5000$)

Выводы

Из проведенного комплекса исследований следует:

- на поверхности пера лопаток, полученным методом ВСФ, имеют место технологические концентраторы напряжений, которые нейтрализуются финишной обработкой. При этом необходимо не допускать перенаклепа тонких кромок. Это достигается правильным подбором методов и режимов финишной обработки.

- при обработке ВСФ+П формируются благоприятные показатели качества поверхностного слоя, при достаточно высоком пределе выносливости (для данных лопаток, изготовленных по серийной технологии $\sigma_{-1} = 400$ МПа).

- с точки зрения усталостной прочности, целесообразно рекомендовать вариант финишной обработки ВСФ+П+УЗУ2 на "среднем" режиме: $\tau = 5$ мин, $J_A = 60 \dots 65$ мА, с

последующим глянцеваанием кромок вдоль пера лопаток, при котором повышается предел выносливости на 5,4%, уменьшается его рассеяние в 2,7 раза по сравнению с вариантом ВСФ+П, а также улучшается микрорельеф поверхности.

Литература: 1. Богуслаев В.А. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть 1. В.А. Богуслаев, Ф.М. Муравченко, П.Д. Жеманюк и др. – Запорожье: изд-во ОАО “Мотор Сич”, 2003. – 369 с. 2. Елисеев Ю.С., Крымов В.В., Поклак В.И. Изготовление лопаток компрессоров холодной пластической деформацией. // Газотурбинные технологии. – 2000. № 3. – С. 55-58. 3. ОАО “Завод турбинных лопаток”. Организация производства турбинных лопаток. www.ztl.ru/rtech.htm

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

УПРАВЛЕНИЕ КАЧЕСТВОМ ПОВЕРХНОСТИ ЛОПАТОК ГТД ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ

Сахнюк Н.В., Івщенко Л.І.

Рассмотрены возможности изготовления лопаток компрессора из титановых сплавов с применением различных сочетаний технологических методов для выбора наиболее оптимального варианта их изготовления.

УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ПОВЕРХНІ ЛОПАТОК ГТД ТЕХНОЛОГІЧНИМИ МЕТОДАМИ

Сахнюк Н.В., Івщенко Л.І.

Розглянуто можливості виготовлення лопаток компресору з титанових сплавів з використанням різних сполучень технологічних методів для вибору найбільш оптимального варіанту їх виготовлення.

QUALITY CONTROL SURFACE BLADES GTE ENGINEERING METHODS

Sahnyuk NV, Ivschenko LI

The possibilities of compressor blades manufacture made of titanium alloys with different combinations of technological methods for selecting the most optimal variant of their manufacture are discussed.

Ключевые слова: лопатки компрессора, высокоскоростное фрезерование, полирование, ультразвуковое упрочнение, предел выносливости.

Ключові слова: лопатки компресора, високошвидкісне фрезерування, полірування, ультразвукове зміцнення, межа витривалості.

Keywords: compressor blades, high speed milling, polishing, ultrasonic hardening, the limit of endurance.

РОЗДІЛ 4 МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.9

Равская Н.С. Липский Е.Р. Скрынник П.В.
НТУУ “КПІ” Київ, ВАТ “Мотор Сич”, Запоріжжє, Україна

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСИЛИЙ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ КОНЦЕВЫМИ СФЕРИЧЕСКИМИ ФРЕЗАМИ

Введение

В производстве получение лопаток газотурбинных двигателей широкое использование получили различные виды формообразующей оснастки изготавливаемой из инструментальных штамповых сталей типа 5ХНМ [1, 2].

В зависимости от условий использования оснастки, ее требуемая твердость после закалки может колебаться от HRC_Э40 до HRC_Э55. Формообразующая оснастка, как правило, имеет фасонную форму и ее окончательная обработка осуществляется после закалки либо электроэрозионном методом, либо высокоскоростной обработки сферическими фрезами на станках с ЧПУ [3, 4, 5].

Анализ исследований в области высокоскоростной обработки показывает, что это метод позволяет обрабатывать закаленные стали. При этом за счет рациональных условий резания и эффективного использования современных станков с ЧПУ можно не только значительно повысить производительность обработки фасонных поверхностей, но и качество обработанной поверхности в сравнении с электроэрозионной обработкой.

К основным условиям высокоскоростного фрезерования, подлежащим назначению при заданном диаметре сферической фрезы, относятся частота вращения фрезы – n об/мин, подача на зуб – S_z (F_z) мм/зуб, глубина резания – t (a_p) мм, ширина фрезерования – B (a_e) мм, геометрия зуба и твердость обрабатываемого материала - HRC_Э.

В данной статье решается задача синтеза по экспериментальным данным модели технологических составляющих процесса фрезерования сферической концевой фрезой в виде их функции от рассматриваемых основных переменных и условий процесса.

В процессе резания при взаимодействии режущего инструмента с обрабатываемым материалом возникают силы, называемые силами резания. При решении технологических задач обычно определяют не всю величину равнодействующей силы резания, а значения отдельных ее составляющих. Методы определения технологических составляющих сил резания можно подразделить на три группы [6]:

- экспериментальные методы определения сил;
- определение сил с помощью эмпирических зависимостей полученных на основе экспериментальных данных;
- определение сил с помощью теоретических формул, полученных на основе исследований механики процесса резания.

Экспериментальные методы определения с использованием соответствующей аппаратуры при измерении составляющих сил в заданных условиях обработки занимают особое место при диагностики режущего инструмента в процессе резания и адаптивных системах управления.

Эмпирические зависимости определения сил резания позволяют определять их с определенной степенью точности для условий, при которых были выполнены эксперименты, требующие больших материальных затрат.

Исследования в области механики процесса резания, развитие вычислительной техники и информационных технологий обеспечили определение сил резания на основе

аналитических расчетов. Существует несколько разных подходов к аналитическому расчету сил резания, которые базируются на определенных допущениях [7]. Однако независимо от способа аналитического расчета их общим преимуществом является определение сил резания для различных видов лезвийной обработки без проведения экспериментов.

Задача аналитического определения усилий резания рассмотрена в работе [8] в соответствии с методикой, предложенной в [9]. Согласно этой методике технологические силы резания P_x , P_y и P_z находились через составляющие силы стружкообразования с учетом нормальных сил и сил трения на задней поверхности инструмента.

Расчетные значения P_x , P_y и P_z определяются проекциями составляющих силы стружкообразования, действующих на передней поверхности инструмента и проекциями сил действующих на задней поверхности на технологические оси XYZ.

В свою очередь проекции силы стружкообразования зависят от безразмерных удельных сил K_v и K_ζ , действительного предела прочности при растяжении, подачи на зуб и глубины резания. Нормальная сила и сила трения, действующие на задней поверхности зависят от коэффициента трения на задней поверхности инструмента и условного предела прочности при растяжении обрабатываемого материала при заданной фаске износа на задней поверхности. Согласно [9] удельные силы K_v и K_ζ зависят от переднего угла, усадки стружки, относительной контакта стружки с инструментом и от средних касательных напряжений в условной плоскости сдвига.

Учитывая, что для закаленной стали значения действительного предела прочности при растяжении, средних касательных напряжений и нормальных напряжений в литературе отсутствуют, то для практических усилий, а именно назначения эффективных условий резания сталей с различной твердостью после закалки целесообразно использовать метод получения эмпирических зависимостей по экспериментальным данным.

Рассмотрим чистовую обработку двузубой твердосплавной фрезой на станке с ЧПУ. Схема ориентации осей XYZ и соответственно составляющих P_x , P_y , P_z приведена на рис 1.

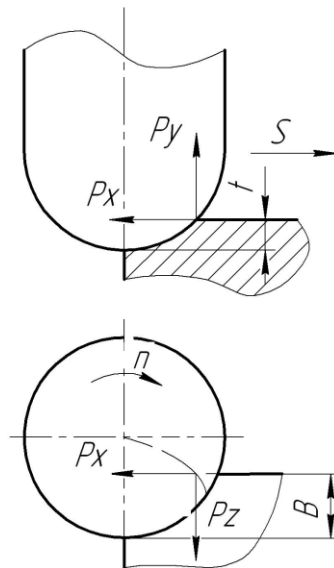


Рис. 1 – Схема ориентации составляющих силы резания P_x , P_y , P_z при их измерении

Фрезерование фасонных закаленных поверхностей формообразующей оснастки ведется с использованием высоких скоростей при малых глубинах резания и малой ширине фрезерования, определяемой шагом. Так как фрезерование осуществляется концевыми фасонными фрезами, то наблюдается несимметричное резание.

Так при моделировании силовых характеристик высокоскоростной обработки закаленных сталей с малыми подачами и небольшой глубиной, была выбрана схема попутного фрезерования.

Основными технологическими составляющими при фрезеровании фасонными концевыми фрезами являются окружная сила резания, сила подачи и сила отжима.[6]

При определении сил резания использовали динамометр УДМ 100. Измерялись непосредственно максимальные силы подачи P_x , сила отжима P_y (рис. 1) и сила P_z перпендикулярная силе подачи. Окружная сила может быть определена расположением результирующей силы равной векторной сумме P_z и P_x на окружную и радиальную.

Рассматриваемая с позиции кибернетического анализа процесс резания как систему, на которую из вне влияет ряд факторов были выбраны факторы, определяющие режимы резания, передний и задний инструментальные углы и твердостью обрабатываемой поверхности.

Одним из основных этапов моделирования по экспериментальным данным является выбор метода моделирования, обоснование интервалов варьирования и составление плана эксперимента.

Математическое моделирование усилий резания предусматривает установление по экспериментальным данным зависимостей между технологическими составляющими силы резания и выбранными параметрами процесса фрезерования.

Анализ математических методов, наиболее широко используемых для решения многомерных задач, позволяет выбрать для нашей задачи один из методов самоорганизации – метод группового учета аргументов (МГУА) [10]. Данными для построения моделей при использовании МГУА могут служить как результаты экспериментов, полученные по статистическим планам, так и результаты наблюдений за протеканием процесса в производственных условиях, что является основным достоинством метода.

Задача построения модели для определения усилий резания предусматривала следующие этапы ее реализации: выбор границ изменения переменных, построение статистического плана и его реализацию, выбор пространства исходных переменных для моделирования, синтез моделей и проверка их адекватности изучаемому объекту.

Границы изменения контролируемых переменных выбраны на основе анализа рекомендуемых условий обработки закаленных сталей фасонными концевыми твердосплавными фрезами. Границы изменения переменных представлены в табл. 1.

Таблица 1

Границы изменения переменных

Пределы измене-ния перемен-ных	Параметры						
	п, об/мин (x_1)	S_z , мм/зуб (x_2)	t, мм (x_3)	B, мм (x_4)	γ , град (x_5)	α , град (x_6)	HRC _Э (x_7)
Верхний	31100	0,12	0,36	0,6	10	18	40
Нижний	8936	0,04	0,06	0,3	-10	6	55

Для получения информационной матрицы экспериментальных данных был реализован статистический план из 55 опытов, шесть выбранных переменных, варьировались на пяти уровнях, а твердость обрабатываемой заготовки – на трех.

Для построения математической модели по экспериментальным данным использовался модифицированный упрощенный алгоритм МГУА [11].

Для составления программы обработки экспериментальных данных было выбрано масштабное пространство. Выходной параметр каждой составляющей силы резания при моделировании представлен их математическим описанием в пространстве В классе степенных полиномов после обработки экспериментальных данных были получены зависимости модели типа:

$\ln(P_x) = f(\bar{x})$, $\ln(P_y) = f(\bar{x})$, $\ln(P_z) = f(\bar{x})$, где \bar{x} – вектор контролируемых переменных.

После проверки адекватности модели и значимости коэффициентов они приняли вид:

$$\begin{aligned} \ln(P_x) &= -0,85 - 1,9 \cdot 10^{-6} \cdot n \cdot \alpha + 0,02 \cdot HRC_3 \cdot \ln(HRC_3) + \\ &+ 1,32 \cdot 10^{-8} \cdot HRC_3^3 \cdot \ln^3(HRC_3) \cdot F_z^4 - \\ &- 2,77 \cdot 10^{-3} \cdot a_e^2 \cdot HRC_3 \cdot \ln(HRC_3) \cdot \ln(F_z) - 169,21 \cdot F_z^3 \cdot \ln(a_e) \\ \ln(P_y) &= 3,33 + 2,7 \cdot 10^{-6} \cdot n \cdot \ln(\alpha) \cdot \ln(F_z) + 4,26 \cdot 10^{-5} \cdot HRC_3^2 \cdot \ln(HRC_3) + \\ &+ 1,34 \cdot a_e^2 - 5,67 \cdot F_z^5 \cdot HRC_3^2 \cdot \ln(HRC_3) \cdot a_e^2 \cdot \ln(a_e) + 0,048 \cdot \ln(\alpha) \cdot \ln(F_z) \\ \ln(P_z) &= 4,93 - 28,24 \cdot a_p \cdot a_e \cdot F_z \cdot \ln(F_z) - 0,0024 \cdot HRC_3 \cdot \ln(HRC_3) \cdot \ln(\alpha) - \\ &- 0,49 \cdot a_e \cdot \ln(HRC_3) \end{aligned}$$

Анализ моделей показывает, что в пределах изменения переменных передний угол не оказывает влияния на значения составляющих сил резания. Это объясняется тем, что процесс резания фасонными фрезами (рис. 1) осуществлялся центральной зоной фрезы. По данным [12] кинематические передние углы в центральной зоне этого инструмента независимо от значения γ_i кинематические углы приобретают отрицательные значения. По данным многих исследований для обработки закаленных сталей рекомендуются выбирать γ_i в пределах от 0° до -5° .

Таким образом, полученные модели для определения технологических составляющих сил резания позволяют в пределах принятых при исследовании условий фрезерования рассчитать силы P_x , P_y и P_z .

Выводы

Получены модели, по которым можно определить составляющие силы резания для закаленной стали 5ХНМ различной твердости. Задаваясь допустимой силой резания можно назначить рациональные режимы резания и геометрию инструмента в исследуемых пределах их изменения.

Литература: 1. Богуслаев В.А. Технология производства авиационных двигателей /Богуслаев В.А., Качан А.Я., Мозговой В.Ф., Корневский Е.Я./ - Запорожье: изд. ОАО «Мотор Сич», 2000 – 945с. 2. Марочник сталей и сплавов /[Коллектив авторов]/: под ред. В.Г. Сорокина – М.: Машиностроение, 1989 – 640с. 3. Внуков Ю.Н. Проблемы эффективного внедрения процессов высокоскоростного резания /Ю.Н. Внуков, И.Н. Павлюченко, К.С. Папашев, А.Г. Саржинстал/. Сучасні технології у машинобудуванні: збірник наукових статей. – Харків: НТУ «ХПИ», 2008 – Т1 – с.43-56. 4. Kronenberg M., Gedanken zur Theorie and prakic der Ultra – Sunellzerspannung // Tech. Zbl. Metallbearb. – 1961 – Ва. 55 – N8 – S. 443-446. 5. Высокоскоростная обработка [электронный ресурс] – Режим доступа к статье: <http://www.delcam-ural.ru/com/tehpodderjka>. 6. Розенберг Ю.А. Силы резания и методы их определения /Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман/: Ч.1. Общие положения – Курган: КМИ, 1995 – 128с. 7. Внуков Ю.Н. Анализ особенностей различных походок при аналитическом расчете сил резания /Ю.Н. Внуков, А.Г. Саржинстал/. Сучасні технології у машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПИ», 2008 – N1 – 540с. 7. Вовк В.В. Загрузка режущей части фасонных концевых фрез /Вовк В.В., Балушок К.Б./ Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДНА, вип. 17, 2005 – с. 60-65. 8. Васин С.А. Резание металлов. Термомеханический подход к системе взаимосвязи при резании. /С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Куликов/ [учебник]. – М. изд. МГТУ им. Баумана, 2001 – 448с. 9. Родин П.Р. Монолитные твердосплавные фрезы /П.Р. Родин, Н.С. Равская, А.И. Касьянов/ - К.: «Вища школа», 1985 – с. 64. 10. Шелудько О.И. Упрощенный алгоритм идентификации характеристик объектов по МГУА. – Киев: Институт кибернетики АН УССР, 1973, РФАП № 117. 11. Вовк В.В. Геометрическое обеспечение САПР режущей части сферических фрез [дис. на соискание ученой степени к.т.н.] – Киев.: - 2009 – с. 140.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

МОДЕЛЮВАННЯ ЗУСИЛЬ РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСНІЙ ОБРОБЦІ
ЗАГАРТОВАНИХ СТАЛЕЙ КІНЦЕВИМИ СФЕРИЧНИМИ ФРЕЗАМИ

Равська Н.С., Липський Е.Р., Ськринник П.В.

Отримані моделі, по яких можна визначити складові сили різання для загартованої сталі 5ХНМ різної твердості. Задаючись допустимою силою різання можна призначити раціональні режими різання і геометрію інструменту в досліджуваних межах їх зміни.

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСИЛИЙ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ
ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ КОНЦЕВЫМИ СФЕРИЧЕСКИМИ ФРЕЗАМИ

Равская Н.С. Липский Е.Р. Скрынник П.В.

Получены модели, по которым можно определить составляющие силы резания для закаленной стали 5ХНМ различной твердости. Задаваясь допустимой силой резания можно назначить рациональные режимы резания и геометрию инструмента в исследуемых пределах их изменения.

DESIGN OF CUTTING EFFORTS AT HIGH-SPEED TREATMENT OF HARD-TEMPERED
STEEL END SPHERICAL MILLING CUTTERS

Ravskaya N.S., Lipskiy E.R. Skrynnik P.V.

Get models on which it is possible to define making forces of cutting for hard-tempered steel of 5KHNM of different hardness. Set possible force of cutting it is possible to appoint the rational modes of cutting and geometry of instrument in the probed limits of their change.

Ключевые слова: Модель, твердость, режим, резание, сталь, сила резания.

Ключові слова: Модель, твердість, режим, різання, сталь, сила різання.

Key words: Model, hardness, mode, cutting, steel, cutting force.

УДК 621.539

Сорока О.Б.¹, Селін О.М.², Клименко С.А.³,
Копейкіна М.Ю.³, Манохін А. С.³

¹ІПМіц ім. Г. С. Писаренка НАН України,

²ННК «ІПСА» НТУ України «КПІ», ³ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України,
м. Київ, Україна

КЕРУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИМ СТАНОМ В СИСТЕМІ «ОСНОВА-ВАКУУМ-ПЛАЗМОВЕ ПОКРИТТЯ» В УМОВАХ ТЕРМОБАРИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Вступ

Застосування нових конструктивних схем покриттів набуває все більш широкого розповсюдження у зв'язку з тим, що кількість параметрів таких схем, які є предметом вибору, збільшується порівняно з традиційними покриттями і, таким чином, відкриваються нові можливості для впливу на напружено-деформований стан в системі „основа-покриття”.

До вдосконалень конструктивних схем поверхні відносять створення систем з проміжними та буферними прошарками, багат шарових покриттів, в тому числі мікро-, наноструктурних та нан шарових, градієнтних систем та систем, отриманих на основі дуплексних технологій. Окремим класом поверхонь із вдосконаленою конструкцією, слід, вочевидь, вважати поверхні дискретного типу.

Відомо, що для підвищення зносостійкості деталей на поверхнях різної форми згідно із принципом Шарпі створюють регулярні ділянки з компактним розміщенням більш твердих матеріалів, ніж матеріал основи, та регулярним рельєфом, геометричні параметри якого можуть змінюватись в широких межах. Підхід щодо створення поверхонь з дискретною топографією, коли створюється рельєф з відповідною орієнтацією, наприклад в напрямку ковзання, широко застосовується при формуванні поверхонь пар тертя із змащенням. Для деталей, які працюють у важких умовах, пропонується застосовувати захисні покриття дискретного типу і створювати на їх основі композиційні структури з мінімальним зносом [1].

Покриття дискретного типу створюються при обробці поверхонь методами електроіскрового легування, плазмовим або лазерним струменем, точковим загартуванням, застосуванням фасонного електроду при нанесенні покриттів методом електроконтактного припікання порошків та іншими методами [2-6].

Цілеспрямована заміна суцільного шару покриття переривчастим (фрагментованим) шаром [1, 7] становить ідею принципу формування покриттів дискретного типу, який запропоновано і розроблено в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України під керівництвом проф. Б.А. Ляшенка.

Принцип створення дискретної топографії можна досить успішно реалізувати для PVD-покриттів, зокрема для покриттів, отриманих методом катодно-іонного бомбардування (КІБ) [8].

Дискретизація дозволяє зберегти екрануючу функцію суцільних покриттів і, одночасно з цим, уникнути таких недоліків покриттів суцільного типу, як когезійне розтріскування та адгезійне відшарування. На основі аналізу результатів чисельного моделювання напруженого стану різального інструменту з суцільним та дискретним покриттям TiN зроблено висновки [9] про вплив типу покриття та його геометричних параметрів на розподіл напружень на робочих поверхнях інструменту та обґрунтовують підвищення міцності та зносостійкості поверхонь з дискретними покриттям порівняно із суцільним.

В роботі [10] розвинуто ідею [11] формування покриттів дискретного типу методами фізичного осадження, зокрема, комбінованим методом, коли на основі з матеріалу, що

проводить струм, спочатку методом реактивно-електронно-плазмового напилення (РЕП) формуються одиничні ділянки з чистого металу (титану), які потім в розряді реактивного газу модифікуються в хімічні сполуки (азотування титанового покриття). Одинична ділянка має форму правильної зрізаної чотирихгранної піраміди з розмірами верхньої основи 0,2 x 0,2 мм, відстань між центрами одиничних ділянок 0,33 мм. Отримане таким чином "горбкувате покриття" в 2,5...3 рази підвищує зносостійкість твердосплавних пластин порівняно з пластинами з суцільним покриттям.

В роботі [12] візерункове точкове PVD TiN покриття створювалось на дисках з швидкорізальної сталі за допомогою масок-щитків з циліндричними отворами діаметром 2 мм. Островки покриття товщиною 2...3 мкм розташовували у вигляді різних візерунків. Однак такі покриття створюються лише для покращення умов рубрикації при граничному змащуванні.

Деякі варіанти схем з спеціальними покриттями (дискретного типу), які формуються на базі так званих функціонально-орієнтованих технологій, які забезпечують нові локальні властивості виробу з покриттям, пропонуються в роботі [13]. Пропонуються, зокрема, покриття з ділянками різної форми та товщини, які мають забезпечити, наприклад, різні схеми припрацювання поверхонь пари тертя, а також нетрадиційні характеристики при експлуатації різноманітних елементів машин. Однак, в роботі не наведено критеріїв за якими мають створюватися такі покриття.

Авторами [14] запропоновано новий принцип створення PVD-покриттів дискретного типу у вигляді каркасу або сітки з регулярними заглибленнями. Формування таких поверхонь реалізується за допомогою активних екрануючих паст

Теоретична концепція створення твердих нанокристалічних наноконпозиційних покриттів, згідно з якою такі покриття повинні складатися з вільних від дислокацій нанокристалітів (твердих фаз) розміром 3...10 нм, які розділені прошарком аморфної фази розміром 1...3 нм, розглянута в [15]. Провідні західні фірми вже (Platit, Швейцарія) почали виробництво таких дискретних нанопокриттів, які представляють собою нанокристалічні зерна матеріалу покриття (Ti,Al)N, що занурені в аморфну матрицю Si₃N₄.

Незважаючи на бурхливий технологічний та практичний розвиток конструктивних схем переривчастої топографії, підходи щодо визначення параметрів таких схем, які б відповідали максимальному опору руйнуванню робочих поверхонь, розвинені недостатньо.

Це дозволило визначити мету роботи як дослідження можливостей керування НДС в системі «основа- вакуум-плазмове покриття» в умовах термобаричного навантаження за рахунок вибору геометричних параметрів покриттів дискретного типу.

Методика досліджень

Розрахунки НДС системи „основа-вакуум-плазмове покриття” здійснювались методом скінченних елементів в програмному комплексі MSC Visual Nastran for Windows та в багатоцільовому скінченно-елементному пакеті Ansys/Multiphysics [16, 17].

Для дослідження напружено-деформованого стану комбінацій „основа-вакуум-плазмове покриття” при силовому навантаженні розглядалась задача про навантаження розподіленим нормальним навантаженням q при наявності дотичної складової (сили тертя) ділянки вакуум-плазмового покриття ($TiN = 4,4$ ГПа) дискретного типу, яка має форму квадрата з стороною D та товщиною h , нанесеного на твердий сплав ВК8 та швидкорізальну сталь Р6М5.

Отримано, що за умов однакового навантаження величина дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту основи з покриттям є меншою для системи „твердий сплав-покриття TiN”, порівняно з системою „швидкорізальна сталь-покриття TiN”.

Результати досліджень

Результати розрахунків показали також, що зменшення довжини дискретної ділянки призводить до того, що дотичні напруження $\tau^{адг}$ на поверхні адгезійного контакту основи з покриттям для ділянок розміром до 40 мкм майже не залежить від величини коефіцієнту тертя, в той час як вплив величин коефіцієнту тертя на напруженість поверхні адгезійного

контакту основи з покриттям зростає із збільшенням довжини дискретної ділянки. Залежності значень відносних дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту « твердосплавна основа-покриття TiN » від довжини дискретної ділянки товщиною 3 мкм) при обробці різних конструкційних матеріалів, тобто за умов різних коефіцієнтів тертя представлені на рис. 1.

Таким чином, зменшивши довжину дискретної ділянки, можна зменшити не тільки величину дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту основи з покриттям, а й зменшити залежність величини цих напружень від дотичної складової навантаження.

У зв'язку з тим, що експлуатація різального інструменту супроводжується високими температурами в зоні контакту, поряд з розв'язанням задачі при силовому навантаженні, виникає задача оцінки термонапружень та встановлення зв'язку між величинами цих напружень та геометричними параметрами ділянок покриття.

Дослідження [18] свідчать, що теплопровідність тонкого вакуум-плазмового покриття (незважаючи на те, що вона нижча у декілька разів порівняно з інструментальною основою: 12,5Вт/(м·К) для TiN порівняно з 23 Вт/(м·К) для T15K6 та 50,2 Вт/(м·К) для BK8) слабо впливає на тепловий режим при різанні, не забезпечуючи помітний теплоізоляційний ефект, а контакт стружки з передньою поверхнею інструменту є дискретним за своєю природою, не слід очікувати, що дискретизація покриття призведе до зміни теплового стану поверхні інструменту. Для цього проведено чисельний експеримент по визначенню температурного поля при розв'язанні стаціонарної 2-D задачі теплопровідності .

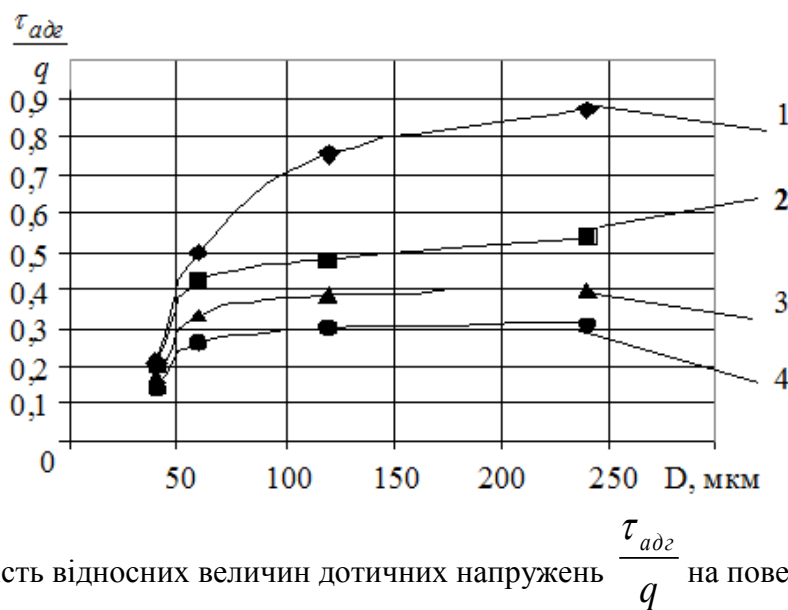


Рис. 1 – Залежність відносних величин дотичних напружень $\frac{\tau_{адг}}{q}$ на поверхні адгезійного

контакту „основа-покриття” від довжини дискретної ділянки покриттів TiN в умовах фрикційного контакту з контртілом з: 1 – вуглецевої сталі - $\mu = 0,9$ [19] ; 2 – хромистої сталі - $\mu = 0,6$ [20]; 3 – оксиду алюмінію - $\mu = 0,35$ [19] ; 4 – хромистої сталі при введени в покриття MoS_x $\mu = 0,15$ [21]

При постановці граничних умов було прийнято, що на поверхні вакуум-плазмового покриття TiN (рис. 2 поверхня 1) діє постійна, рівномірно-розподілена температура 800 °С, відповідна робочій температурі при обробці різанням інструментом, оздобленим пластинами з твердих сплавів. Така ж температура діє на поверхнях 5, які моделюють ділянки пружно-відновленої стружки в міждискретних проміжках. При цьому між дискретним проміжкам надаються характеристики повітря ($\lambda = 2,553 \cdot 10^{-2}$ Вт/(м·К)). Для суцільного покриття рівномірно розподілена температура діє на всій поверхні. На опорній поверхні різальної пластини (поверхня 2) сформульовані граничні умови 2-го роду із щільністю теплового потоку, яка дорівнює $q = 10^5$ Вт/м². Така величина відповідає величині теплового потоку на

границі різальна пластина-державка інструменту, яку було розраховано при моделюванні теплового навантаження на інструмент при обробці різанням. На бокових поверхнях пластини визначені умови симетрії (поверхня 3) та конвективного теплообміну з оточуючим середовищем ($T = 20^{\circ}\text{C}$) при коефіцієнті тепловіддачі $\alpha = 25 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ (поверхня 4).

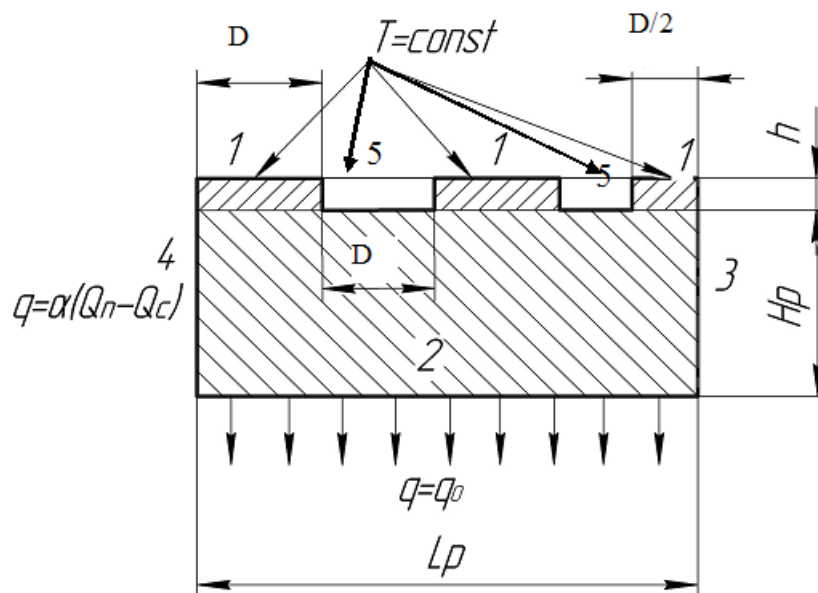


Рис. 2. – Схема для розрахунку термонапруженого стану в системі „основа-покриття”

Отримано, що градієнт температур по товщині покриття майже відсутній як для суцільного покриття, так і для покриття дискретного типу, тобто теплоізоляційний ефект не спостерігається. Величини температур в основі під суцільним покриттям відрізняються від температури в основі з покриттям дискретного типу менше ніж на 1 %.

Слід зазначити, що, зміна термонавантаженості при роботі різального інструменту з покриттям порівняно з інструментом без покриття пов'язана із зміною адгезійної взаємодії з оброблюваним матеріалом по передній поверхні, що спричиняє зміну вхідних параметрів термобаричного навантаження (а не тільки характеристик поверхні) при розв'язанні температурної задачі [18].

Проте, в представленому дослідженні не ставилась задача визначення температурних полів та термобаричних напружень, з точки зору їх відмінності, для інструменту з покриттям та без нього. Натомість, при розв'язанні задачі для дискретних покриттів виявлено вплив геометричних параметрів покриття на напруженість поверхні адгезійного контакту.

Показано, що дискретизація покриття призводить до того, що дотичні напруження τ^T , які відповідають за відшарування покриття, на поверхні адгезійного контакту „основа-покриття” дискретного типу зменшуються в 1,5...2,5 рази в порівнянні з дотичними напруженнями в системі „основа- суцільне покриття”. Отримано також, що дотичні напруження тим менше, чим менше довжина дискретної ділянки. Необхідно відзначити, що для більш тонких покриттів ($h_p = 2 \text{ мкм}$) ця залежність слабка, в той час як для покриттів товщиною понад 4 мкм зменшення довжини дискретної ділянки з 120 мкм до 40 мкм дозволяє зменшити напруженість поверхні контакту „основа-покриття” в 1,28...1,45 рази (рис. 3).

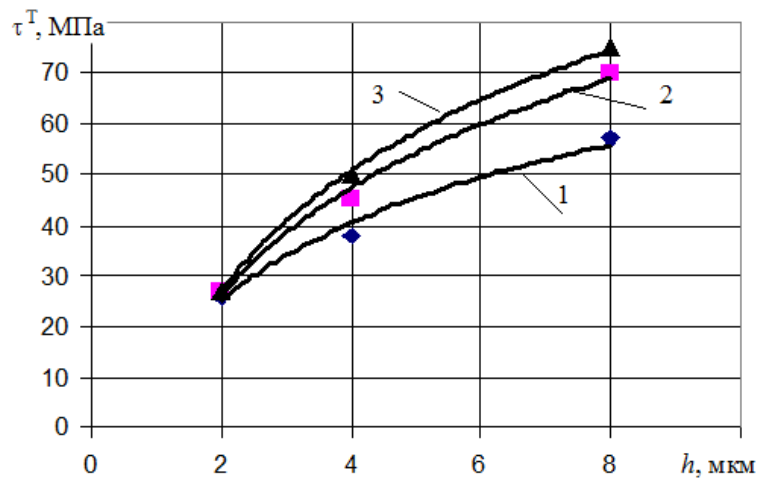


Рис. 3 – Залежність максимальних дотичних термонапружень τ^T на поверхні адгезійного контакту основа Т15К6-покриття TiN від товщини покриття при температурі фрикційного контакту 800 °С: 1 – $D = 40$ мкм; 2 – $D = 80$ мкм; 3 – $D = 120$ мкм

Висновки

Отримані результати дозволяють зробити висновок про те, що покриття дискретного типу, є більш стійкими до адгезійного відшарування в умовах термобаричного навантаження в порівнянні з суцільними покриттями, а дотичні напруження на поверхні адгезійного контакту залежать від геометричних параметрів ділянки покриття і зменшуються із зменшенням довжини ділянки. Проведені розрахунки є основою для вибору оптимальних геометричних параметрів, що дає можливість запобігти руйнуванню поверхні різального інструменту в результаті відшарування покриття від основи при термобаричному навантаженні.

Література: 1. Ляшенко Б.А., Мовшович А.Я., Долматов А.И. Упрочняющие покрытия дискретной структуры // Технологические системы. – 2001. – № 4 (10). – С.17–25.; 2. Структура поверхности стали после её электроискрового легирования карбидами / А.Д. Верхотуров, В.Т. Бондарь, И.А. Подчерняева и др. // Порошковая металлургия. – 1983. – № 9. – С. 88–91.; 3. Повышение износостойких чугуновых направляющих металлорежущих станков дискретной плазменной обработкой / С.С. Самотугин, Б.А. Ляшенко, С.А. Клименко и др. // Новітні технології в машинобудуванні: металообробка, інструмент, реновація: зб. наук. праць – Маріуполь: МДТУ. – 2008. – С. 46–52.; 4. Визначення параметрів дискретної структури покриттів / М.В. Кіндрачук, М.С. Яхья, А.О. Корнієнко та ін. // Пробл. тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ-друк, 2008. – Вип. 50. – С. 5–15.; 5. Пат. України № 55099А, С21D 1/40. Спосіб електроконтактного поверхневого загартування деталей / С.В. Мілевський, Б.А. Ляшенко, С.А. Клименко. та ін. – Опубл. 17.03.2003, Бюл. № 3.; 6. Лопата Л.А., Ляшенко Б.А., Калініченко В.І. Получение износостойких дискретных покрытий электроконтактным припеканием // Проблемы тертя та зношування: наук.-техн. зб. – К.: НАУ-Друк, 2007. – С. 138–148.; 7. Ляшенко Б.А., Клименко С.А. Тенденции развития упрочняющей поверхностной обработки и положение в Украине // Сучасне машинобудування. – 1999. – №1. – С. 94–104.; 8. Технологическое обеспечение вакуум-плазменных покрытий дискретной структуры / Е.К. Соловых, Б.А. Ляшенко, А.В. Рутковский и др. // Технологические системы. – 2007. – № 2. – С. 22–27.; 9. Сорока О.Б. Напружено-деформований стан твердосплавної різальної пластини з покриттям дискретного типу // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»: Приладобудування. – К.: НТУ України «КПІ», 2008. – Вип. 35. – С. 91–96.; 10. Матвеев Н.В. Получение в вакууме конденсационно-диффузионных сплошных и несплошных нитридитановых покрытий // Сварочное производство. – 2004. – № 7. – С. 30–35.; 11. Стойкость режущего инструмента с дискретным покрытием / Н.В. Матвеев, О.В. Цыгулев, Б.А. Ляшенко, Е.В. Сидоренко // Электронно-лучевые и газотермические покрытия. – К.: Наук. думка, 1988. – С. 165–168.; 12.

Patterned PVD TiN spot coatings on M2 steel: Tribological behaviors under different sliding speeds / M. Hua, H.Y. Tam, H.Y. Ma, C.K. Mok // *Wear*. – 2006. – № 11-12, 260. – P. 1153–1165.; **13.** Михайлов А.Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с.; **14.** Пат. 40289 України, С23С 14/32. Спосіб нанесення несучільних зносостійких покриттів // Б.А. Ляшенко, А.В. Рутковський, В.І. Калініченко, Є.К. Солових. – Опубл. 25.03.09, Бюл. № 6.; **15.** Different approaches to superhard coatings and nanocomposites / S. Veprek, G.J. Maritz et. al. // *Thin Solid Films*. – 2005. – 476, № 1. – P.1–29.; **16.** Рудаков К.М. FEMAP. Геометричне та скінченно-елементне моделювання конструкцій у MSC.visualNastran for Windows: Посібник. – К.: НТУУ "КПІ", 2005. – 218 с.; **17.** Наседкин А. В. Конечно-элементное моделирование на основе ANSYS. Программы решения статических задач сопротивления материалов с вариантами индивидуальных заданий. – Ростов-на-Дону: УПЛ РГУ, 1998. – 44 с.; **18.** Мацевитый В.М. Покрyтия для режущих инструментов. – Харьков: Вища школа, 1987. – 128 с.; **19.** TiN, TiC and Ti(C,N) film characterisation and its relationship to tribological behaviour / R. Bertroncello, A. Gasagrande, M. Casarin et. al. // *Surface and Interface Analysis*. – 1992. – v.18. – P. 525–531.; **20.** The influence of humidity on the fretting behaviour of PVD TiN coatings / H. Mohrbacher, B. Blanpain, J.-P. Celis, J.K. Roos. // *Wear*. – 1995. – v. 180. – P. 43–52.; **21.** The deposition of low-friction TiN-MoS_x hard coatings by a combined arc evaporation and magnetron sputter process / R. Collier, P. Torri, M.A. Baker et. al. // *Surface and Coating Technology*. – 1999. – v.120–121. – P. 453–457.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

КЕРУВАННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИМ СТАНОМ В
СИСТЕМІ «ОСНОВА-ВАКУУМ-ПЛАЗМОВЕ ПОКРИТТЯ»
В УМОВАХ ТЕРМОБАРИЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Сорока О.Б., Селін А.Н., Клименко С.А., Копейкіна М.Ю., Манохін А. С.

Наведено результати дослідження напружено-деформованого стану системи з покриття дискретного типу. Показано, що такі покриття є більш стійкими до відшарування в умовах термобаричного навантаження в порівнянні з суцільними покриттями, а дотичні напруження на поверхні контакту залежать від геометричних параметрів ділянки покриття і зменшуються із зменшенням довжини ділянки.

УПРАВЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННЫМ СОСТОЯНИЕМ
В СИСТЕМЕ «ОСНОВА-ВАКУУМ-ПЛАЗМЕННОЕ ПОКРЫТИЕ» В УСЛОВИЯХ
ТЕРМОБАРИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ

Сорока Е.Б., Селин А.Н., Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Манохин А. С.

Представлены результаты исследований напряженно-деформированного состояния системы с покрытиями дискретного типа. Показано, что такие покрытия более стойки к отслоению в условиях термобарического нагружения в сравнении с цельными покрытиями, а касательные напряжения на поверхности контакта зависят от геометрических параметров участка покрытия и снижаются при его уменьшении.

STRESS-STRAIN STATE CONTROL IN THE SYSTEM "SUBSTRATE-
PVD-COATING" UNDER THERMOBARIC LOADING

Soroka E., Selin A., Klimenko S., Copeikina M., Manokhin A.

The results of stress-strain state study for system with discontinuous (discrete) coatings are presented. It is shown that such coatings are more resistant to adhesive fracture under thermobaric loading in comparison with continuous coatings, and the shear stresses on the interface depend on the geometric parameters of discrete island and ease with its decreasing.

Ключевые слова: Напряженно-деформированное состояние, покрытие, термобарическое нагружение, поверхность контакта

Ключові слова: Напружено-деформований стан, покриття, термобарическої навантаження, поверхня контакту

Keywords: Stress-strain state, coating, thermobaric loading, contact surface

УДК 621.73.06-52

Ивченко Т.Г., Петряева И.А., Полякова Е.В.

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

irina_petryaeva@mail.ru

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ И ТЕМПЕРАТУР В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ НЕУСТАНОВИВШЕМСЯ ТЕПЛООБМЕНЕ

Введение

Тепловые явления при резании существенно влияют как на работоспособность режущих инструментов, так и на качество обрабатываемых деталей. Современные тенденции роста производительности за счет повышения режимов механической обработки, в частности применение высокоскоростного 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 разработанные методы как экспериментальных, так и теоретических исследований теплового состояния режущего инструмента при стационарном процессе резания в условиях установившегося теплообмена [1]. Для большинства случаев механообработки это допустимо, так как период неуставившегося теплообмена весьма мал и им можно пренебречь. Однако при кратковременном или прерывистом резании – строгании, долблении, фрезеровании, нестационарностью процесса пренебрегать нельзя.

В исследованиях теплового состояния инструмента, выполненных для условий неуставившегося теплообмена [2], не рассмотрены особенности формирования тепловых потоков при резании. В исследованиях тепловых потоков в зоне резания при неуставившемся теплообмене [3] не рассмотрено влияние параметров процесса на тепловые потоки и температуру. Представляет интерес установление взаимосвязей между параметрами обработки и тепловым состоянием зоны резания и дальнейший анализ возможностей управления тепловыми потоками и температурами в условиях неуставившегося теплообмена.

Цель работы

Целью представленной работы является установление закономерностей формирования тепловых потоков и температур в зоне резания в условиях неуставившегося теплообмена в зависимости от параметров процесса резания.

Основная часть

Для учета особенностей формирования тепловых потоков при неуставившемся теплообмене необходимо использовать функцию безразмерного времени $m(Fo)$ [1], характеризующую изменение температур в лезвии режущего инструмента в период неуставившегося теплообмена, которую при решении объемной задачи можно представить в аналитическом виде следующим образом:

$$m(F_o) = \begin{cases} 4 \cdot 10^{-3} F_o, & \text{если } F_o \leq 200; \\ 0,147 F_o^{0,32}, & \text{если } 200 \leq F_o \leq 400; \\ 1, & \text{если } F_o \geq 400. \end{cases} \quad (1)$$

Тогда плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента при неуставившемся теплообмене могут быть рассчитаны следующим образом:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 m(F_o) h + K_1 M_2 m(F_o) h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 (m(F_o))^2 l h / \lambda_u}; \quad q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1) \lambda_u}{N_2 m(F_o) h}, \quad (2)$$

$$\text{где } K_1 = \frac{(1+c)\omega_\delta k b' q_\delta}{\lambda_\delta V} + \frac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{\omega_\delta k l}{V}}; \quad K_2 = \frac{(1+c)\omega_\delta k b' q_\delta T_u}{\lambda_\delta V} + \frac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{\omega_\delta h}{V}};$$

$$K_3 = \frac{1,82 K_{c2}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{\omega_\delta h}{V}}; \quad K_4 = \frac{1,3 K_{c1}}{\lambda_\delta} \sqrt{\frac{\omega_\delta k l}{V}} + \frac{M_1 m(F_o) l}{\lambda_u}; \quad \lambda_\delta, \lambda_u, \omega_\delta, \omega_u - \text{коэффициенты}$$

теплопроводности и температуропроводности материалов детали и инструмента; b – ширина среза; l – длина контактной площадки в направления схода стружки; h – износ по задней поверхности лезвия; k – коэффициент усадки стружки; V – скорость резания; c – коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот детали; T_δ – безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации; b' – коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку; K_{c1}, K_{c2} – коэффициенты, учитывающие законы распределения плотности теплового потока на передней и задней поверхностях ($K_{c1} = 0,77; K_{c2} = 0,55$); q_{1T}, q_{2T}, q_δ – плотности тепловых потоков от сил трения на контактных площадках передней и задней поверхностей лезвия инструмента, а также в зоне деформации.

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

$$M_{1,2} = (4,88 + 2,64 \eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2}) \beta^{0,85}; \quad N_{1,2} = (0,04 + 0,02 \eta_{1,2}^{0,6} \lg \eta_{1,2}) B_{1,2}(h/l),$$

где η – безразмерная ширина среза: $\eta_1 = b/l, \eta_2 = b/h (\eta_{1,2} > 1)$; β – угол заострения; $B_{1,2}(h/l)$ – специальные функции.

Графики изменения плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента во времени (F_o – безразмерное время, τ – реальное время резания) при неустановившемся теплообмене представлены на рис. 1. Расчеты выполнялись для условий: обрабатываемый материал – сталь 45; $\sigma_s = 750$ МПа; коэффициент усадки $k = 2,0$; инструментальный материал Т5К10; износ по задней поверхности $h = 0,1$ мм.

В начальный момент времени тепловые потоки на передней q_1 и задней q_2 поверхностях инструмента весьма велики. С течением времени они убывают, причем на задней поверхности тепловой поток становится отрицательным, а затем стабилизируются, что свидетельствует об установившемся теплообмене.

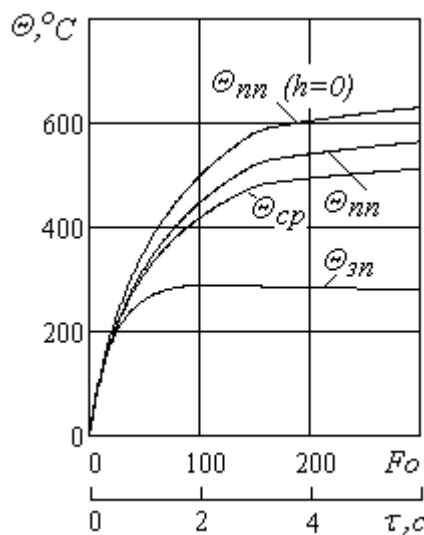


Рис.2 - Графики изменения средних температур на передней и задней поверхностях лезвия при неустановившемся теплообмене

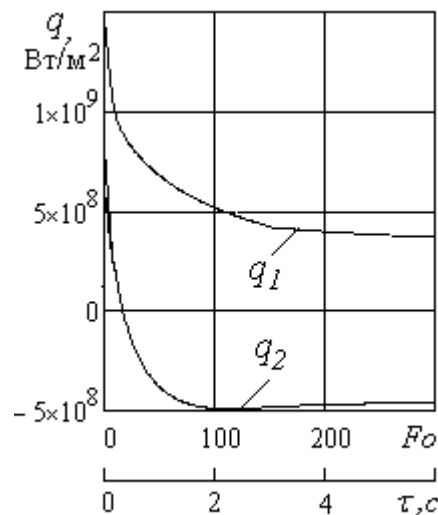


Рис. 1 - Графики изменения плотностей тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия при неустановившемся теплообмене

Температури на передній Θ_{nn} и задней Θ_{zn} поверхностях лезвия инструмента, формируемые под воздействием тепловых потоков q_1 и q_2 , а также температура резания, представляющая собой среднюю температуру на передней и задней поверхностях лезвия Θ_{cp} , определяются следующим образом:

$$\Theta_{nn} = \left(\frac{q_1 l}{\lambda_u} M_1 + \frac{q_2 h}{\lambda_u} N_2 \right) m(Fo); \quad \Theta_{zn} = \left(\frac{q_2 h}{\lambda_u} M_2 + \frac{q_1 l}{\lambda_u} N_1 \right) m(Fo). \quad (3)$$

$$\Theta_{cp} = \frac{(\Theta_{nn} l + \Theta_{zn} h)}{l + h} = \frac{[q_1 l (M_1 l + N_1 h) + q_2 h (M_2 h + N_2 l)] m(Fo)}{(l + h) \lambda_u}. \quad (4)$$

Графики изменения средних температур на передней и задней поверхностях инструмента для различных значений износа по задней поверхности лезвия ($h=0$ и $h=0,1$ мм) при неустановившемся теплообмене представлены на рис. 2.

При работе острозаточенным инструментом и отсутствии износа по задней поверхности ($h = 0$) средняя температура определяется только температурой на передней поверхности лезвия. С появлением износа по задней поверхности возникают отрицательные тепловые потоки на задней поверхности, снижающие среднюю температуру, которая становится меньше, чем температура на передней поверхности.

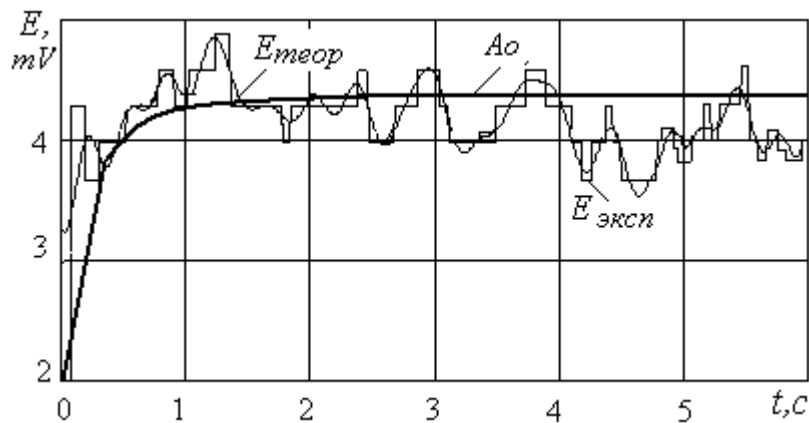


Рис. 3 - Исходные осциллограммы ЭДС - $E_{эксп}$ и их гармонический состав по результатам разложения в ряд Фурье - $E_{теор}$

Экспериментальные исследования закономерностей изменения температур в процессе резания при неустановившемся теплообмене выполнены на токарном станке с ЧПУ 16К20Ф3 с помощью тензометрического усилителя ТА-5, тензометрических датчиков и аналогово-цифрового преобразователя модели ADC-16 (PicoLog Ltd. Company).

Основной параметр процесса резания, исследуемый в работе – термоэлектродвижущая сила (ЭДС), представляемая в виде осциллограмм, полученных при измерениях. Исходные осциллограммы ЭДС - $E_{эксп}$ и их гармонический состав по результатам разложения в ряд Фурье - $E_{теор}$ [4], представлены на рис. 3. Условия проведения экспериментов: обрабатываемый материал - сталь 45; инструментальный материал Т5К10; глубина резания $t = 1$ мм; подача $s = 0.4$ мм/об; скорость резания $v = 80$ м/мин. Постоянная составляющая A_0 , достаточно точно подтверждает характер изменения температуры в период неустановившегося теплообмена: процесс резания устанавливается в течение первых четырех секунд.

Графики изменения во времени температуры резания для разных подач и скоростей при неустановившемся теплообмене приведены на рис. 4.

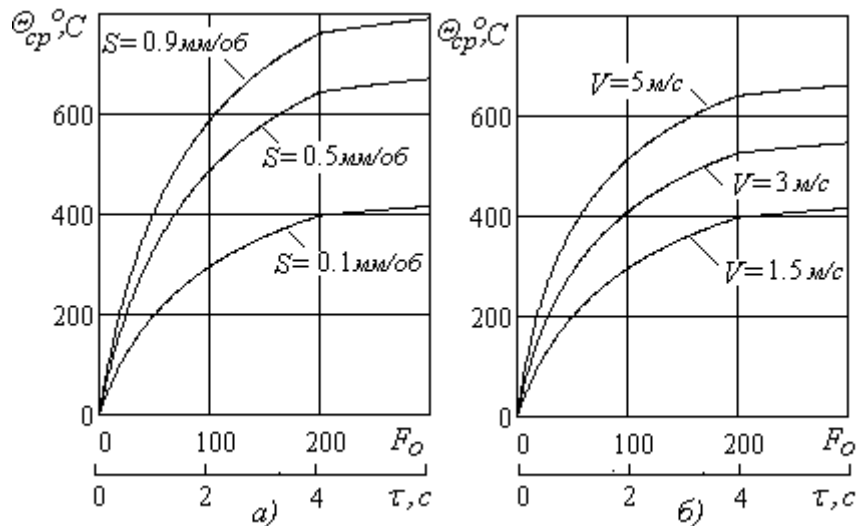


Рис. 4 - Графики изменения температуры резания для различных подач – а) и скоростей – б) при неустановившемся теплообмене

В начальный момент при неустановившемся теплообмене температуры резания равны нулю, затем резко возрастают и постепенно стабилизируются. Чем выше подача и скорость резания, тем интенсивнее рост температуры и выше ее уровень при установившемся процессе. Установленные взаимосвязи температуры резания с режимами обработки позволяют регламентировать значения подач и скоростей, обеспечивающих уровень температур, не превышающий заданный.

Выводы

Таким образом, разработанная методика, а также созданное программное обеспечение расчетов, позволяют определять тепловые потоки и температуры в зоне резания при неустановившемся теплообмене.

Методика может найти широкое применение при различных видах механической обработки, и прежде всего, при прерывистом резании.

Литература: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. –288с. 2. Івченко Т.Г. Дослідження теплового стану ріжучого інструменту в умовах нестационарного різання // Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2006.- Випуск 110. - С.17-23. 3. Івченко Т.Г. Закономерности формирования тепловых потоков при неустановившемся теплообмене в процессе резания // Машиностроение и техносфера XXI века. Сб. трудов XV11 международной конференции. - Донецк: ДонНТУ, 2010. - Т.1. - С. 293-297. 4. Смирнова М.А., Матвиенко А.В., Івченко Т.Г. Исследование закономерностей изменения гармонического состава ЭДС в процессе резания // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем.– Краматорськ: ДДМА, 2008.- Вип.22. С.228-233.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ И ТЕМПЕРАТУР В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ
НЕУСТАНОВИВШЕМСЯ ТЕПЛООБМЕНЕ

Ивченко Т.Г., Петряева И.А., Полякова Е.В.

В представленной работе на основе анализа установили закономерности формирования тепловых потоков и температур в зоне резания в условиях неустановившегося теплообмена в зависимости от параметров процесса резания. Методика может найти широкое применение при различных видах механической обработки, и прежде всего, при прерывистом резании.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВИХ ПОТОКІВ ТА ТЕМПЕРАТУР В ЗОНІ РІЗАННЯ ПРИ
НЕСТАЛОМУ ТЕПЛООБМІНІ

Ивченко Т.Г., Петряева І.О., Полякова О.В.

У представленій роботі на основі аналізу встановили закономірності формування теплових потоків і температур в зоні різання в умовах несталого теплообміну в залежності від параметрів процесу різання. Методика може знайти широке застосування при різних видах механічної обробки, і перш за все, при переривистому різанні.

RESEARCH OF THERMAL STREAMS AND TEMPERATURES IN CUTTING AREA
AT THE UNSET HEAT EXCHANGE

Tatiana Ivchenko, Irina Petryaeva, Elena Polyakova

In the presented work on the basis of analysis of thermal streams in the of cutting conformities to law of forming of thermal streams are set at the unset heat exchange, and also the method of determination of middle temperature is developed on the contact surfaces of blade of . A method can find a wide use for determination of thermal streams and middle temperatures at the irregular cutting.

Ключевые слова: тепловой поток, температура в зоне резания, неустановившийся теплообмен.

Ключові слова: тепловий потік, температура в зоні різання, несталий теплообмін.

Key words: thermal streams, temperatures in cutting, the unset heat exchange.

УДК 621.91:678.5

Глоба О.В., Кухановський О.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

АНАЛІТИЧНИЙ РОЗРАХУНОК НАВАНТАЖЕНЬ ПРИ ОБРОБЦІ TWINTEX СТУПІНЧАТИМ СВЕРДЛОМ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ЙОГО ОПТИМАЛЬНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ

Вступ

Розвиток науки і техніки сьогодні вимагає шукати заміну традиційним матеріалам. Композиційні матеріали прийшли на зміну металам в багатьох галузях виробництва – авіакосмічній, автомобільній, суднобудівній та багатьох інших сферах промисловості. Свердління є найбільш розповсюдженою операцією їх обробки і є складним процесом внаслідок, високої міцності армуючих елементів при невеликій міцності і жорсткості матриці, яскраво вираженою анізотропією властивостей, високою абразивною здатністю, низькою теплопровідністю. Отримати якісно оброблену поверхню стандартним спіральним свердлом практично неможливо, так, як свердло за рахунок різальних кромки та перемички, виконує розклинюючу дію на оброблюваний матеріал рис.1. В результаті з'являється спучення на вході свердла, розшарування, сколи, тріщини і викришування на виході свердла із заготовки. Найбільш серйозними дефектами, які впливають на поведінку композиту, його несучу спроможність, та термін служби є розслоєння шарів матеріалу на виході із свердла, та тріщини через які з'єднання матеріалів вже не є таким надійним. Ці явища напряму залежать від зусиль різання та навантаження матеріалу різальними кромками свердла та перемички. При збільшенні величини перемички та розмірів різальних кромки зростає осьова сила різання. Тому актуальним є питання розвантаження різальних кромки інструменту та розподілення сил різання вздовж них.

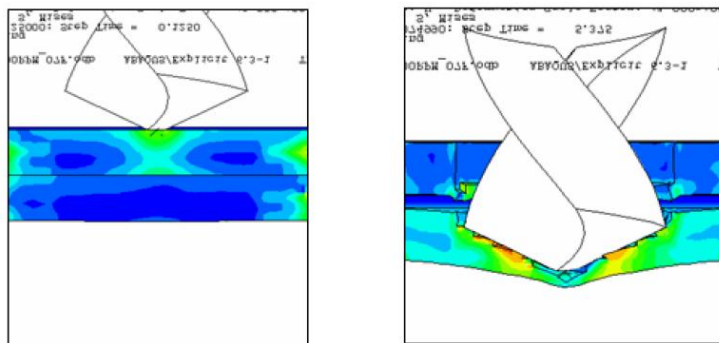


Рис. 1 – Деформація на вході і виході свердла із матеріалу

Загальні положення

Використовуючи рівняння енергетичного балансу для частини пластини під свердлом було отримане критичне зусилля розшарування осьової сили різання [1] для свердління полімерних композиційних матеріалів та схема (рис. 2) навантаження матеріалу.

$$P = 4\pi \sqrt{\frac{G_{IC} 2D(1+\nu)}{(\nu+3)}}, \quad (1)$$

де ν - коефіцієнт Пуассона, h – товщина шару матеріалу, G_{IC} - швидкість

визволення енергії деформації при нормальному відриві $G_{IC} = \left(\frac{(1-\nu^2)}{E} \right) K_I^2$, D -

жорсткість на згин $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$, E - Модуль Юнга, K_I - показник інтенсивності навантажень.

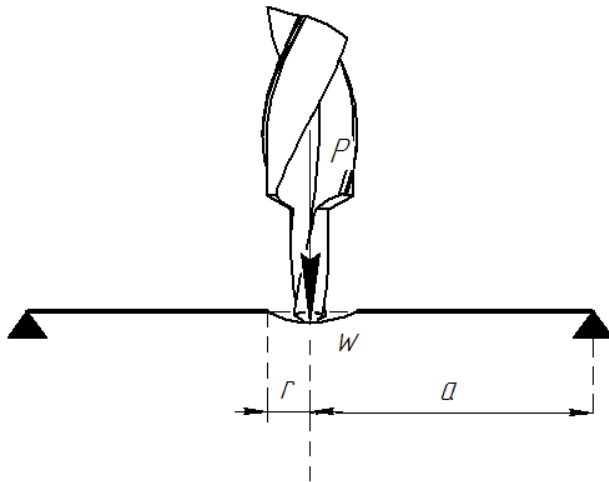


Рис.2 – Схема навантаження матеріалу першою ступінню свердла
 P – зусилля навантаження матеріалу (осьова сила різання),
 w - величина розшарування матеріалу,
 r - радіус ступені свердла, a – відстань від точки закріплення матеріалу до зони обробки

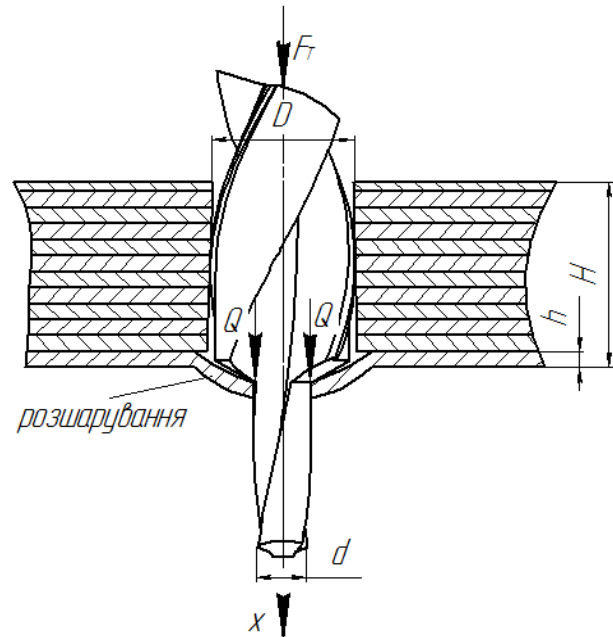


Рис.3 – Схема навантаження матеріалу наступною ступінню свердла
 F – сконцентроване навантаження матеріалу (осьова сила різання),
 Q – розподілене навантаження матеріалу на другій ступені, H - товщина матеріалу, h – товщина шару матеріалу,
 d – діаметр першої ступені свердла,
 D – діаметр наступної ступені свердла

Цю схему слід використовувати для дослідження умов навантаження при роботі першої ступені свердла.

Для дослідження впливу відношення розмірів внутрішньої та зовнішньої ступені свердла на критичне зусилля розшарування використана методика запропонована в роботі [2] і отримана формула 2. Схема навантаження для наступної ступені свердла зображена на рис.3.

$$F_T = \frac{\sqrt{2}\pi}{1-\nu} \left[\frac{32G_{IC}M \left\{ (1-\nu) + 2(1+\nu)\xi^2 \right\}^2}{(1+\nu) \left\{ 2(1-\nu)(1+2\nu^2) - (12-4\nu+3\nu^2+3\nu^3)\xi^2 - 8(1+3\nu)\xi^2 \ln \xi \right\}} \right]^{1/2} \quad (2),$$

де E - Модуль Юнга, K_I - показник інтенсивності навантажень, ν - коефіцієнт Пуассона, h – товщина шару матеріалу, G_{IC} - швидкість висвободження енергії деформації при нормальному відриві, $M = D$ жорсткість на згин, $\xi = \frac{r}{R}$ відношення радіусів ступенів

свердла .Даний розрахунок призначений для дослідження умов навантаження при роботі наступних ступенів свердла.

Дві вищевказаних схеми утворюють модель розрахунку силових параметрів критичних зусиль розшарування в процесі роботи ступінчатого спірального свердла, як на етапі врізання різальної кромки первинної ступені, так і на подальших етапах роботи наступних ступенів свердла.

Основна частина

У зв'язку із необхідністю покращення процесу обробки композитних матеріалів може використовуватись свердління ступінчатими свердлами, котре дає змогу зменшити сили різання в зоні обробки , завдяки розподіленню їх на декілька різальних кромок в залежності від кількості ступенів свердла . До того як перемичка вийде із матеріалу, вона і первинні різальні кромки свердла рівномірно навантажують матеріал. Після того як перемичка кромки свердла покинула матеріал, сила різання перетворюється на кругову розподілену силу. Також перевага такої конструкції інструменту в тому, що наступна ступінь інструменту з різальними кромками знімає менший припуск матеріалу, а отже сили різання там значно менші. Крім того вторинна різальна кромка вибирає дефекти (бохрама, припали, сколи та ін.) утворені проходом первинної різальної кромки, яка утворила основний отвір, знімаючи великі припуски матеріалу.

Згідно проведених розрахунків формули 1 при роботі першої ступені свердла критичним зусиллям розшарування буде

$$P = 4\pi \sqrt{\frac{G_{IC} 2D(1+\nu)}{(\nu+3)}} = 61.5 \text{ Н}$$

Відповідно розрахунків формули 2 для другої ступені свердла отримані критичні зусилля розшарування для різних значень ξ табл.1, та відображено на рис.4.

Таблиця 1

№	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Відношення ξ (r/R)	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
Критичне зусилля розшарування (Н)	90	92.4	105	131.1	186.5	396.07	332.82	229.83	200.37	188.25

Проаналізувавши отримані результати попередньо була обрана величина $\xi = 0.4$. При отриманій величині критичного зусилля навантаження матеріалу для більш точного визначення максимально допустимої величини радіуса першої ступені можна використати формулу 3, для якої також можна використовувати схему на рис1.

$$w = \frac{P}{16\pi D} \left[\frac{3+\nu}{1+\nu} (a^2 - r^2) + 2r^2 \log\left(\frac{r}{a}\right) \right] \quad (3)$$

За методикою Родіна П.Р. [3] для проектування свердел було проведено оптимізацію геометричних параметрів першої та другої ступені. Початкові дані для розрахунків обрані за рекомендаціями [4]. Після проведення аналізу були отримані наступні результати : для першої ступені кут нахилу гвинтової канавки $\omega=28^\circ$, задній кут на периферії $\alpha=10^\circ$, кут при вершині свердла $2\varphi=120^\circ$, кут нахилу перемички $\psi=55^\circ$ радіус серцевини $r=0.6$, для другої ступені деякі із вищеназваних параметрів залишаться незмінними, тому оптимізації підлягали задній кут на периферії $\alpha=10^\circ$ та кут при вершині свердла $2\varphi=140^\circ$. На рис.5 наведений графік впливу заднього кута та кута в плані на зміну заднього кута вздовж різальної кромки в статичній системі координат.

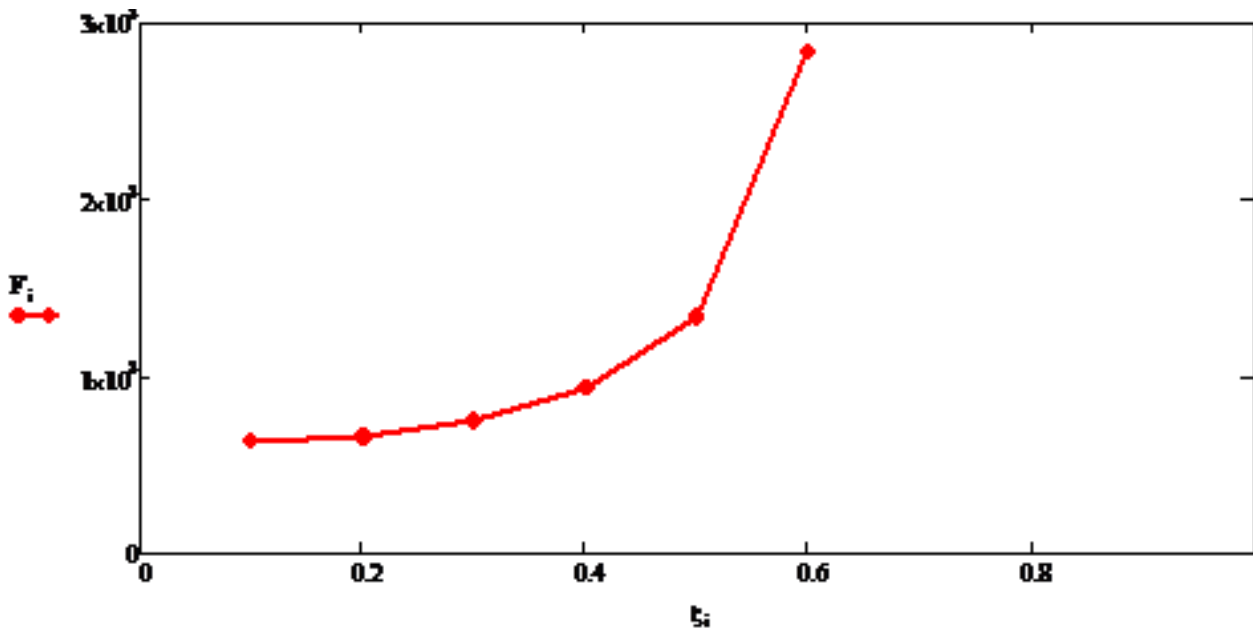


Рис. 4 -Залежність критичного зусилля від ξ

Ряд проведених дослідів вже довів правильність використання даних формул, достовірність розрахунків, та переваги обраних конструкцій, але експерименти продовжуються і сьогодні. Експерименти на визначення критичного зусилля розшарування виконуються на пристрої для визначення розшарування композиційного матеріалу, розробленим на кафедрі ІТМ ММІ НТУУ «КПІ» [5].

Висновки

В даній роботі запропонований метод проектування ступінчатого спірального свердла для отримання отворів в полімерному композиційному матеріалі. Він полягає у :

- визначені критичного зусилля розшарування при свердлінні першою ступінню;
- визначення критичного зусилля розшарування та оптимальне співвідношення розмірів першої та другої ступені;
- визначенні оптимальної геометрії первинної та вторинної ступені свердла.

Цей метод дає змогу запобігти виникненню розшарування, збільшити якість отриманого отвору та доводить факт переваги ступінчатого свердла над звичайним спіральним. Така конструкція дозволяє рознести сили вздовж різальних кромки. Згідно з розрахунками критичне зусилля розшарування для першої ступені меншого діаметру 61 Н і є меншим аніж критичне зусилля при навантаженні другою ступінню при обраній величині $\xi = 0.4$, що становить 131 Н. Це доводить що обрана конструкція зменшує ймовірність розшарування оскільки границя критичних навантажень матеріалу при роботі ступінчатим свердлом більш як в два рази вища аніж для звичайного. Не менш важливим у досягненні високої якості отриманого отвору є також факт, що вторинна різальна кромка при свердлінні видаляє зони розшарування, тріщини та інші локальні дефекти викликані роботою первинної різальної кромки першої ступені.

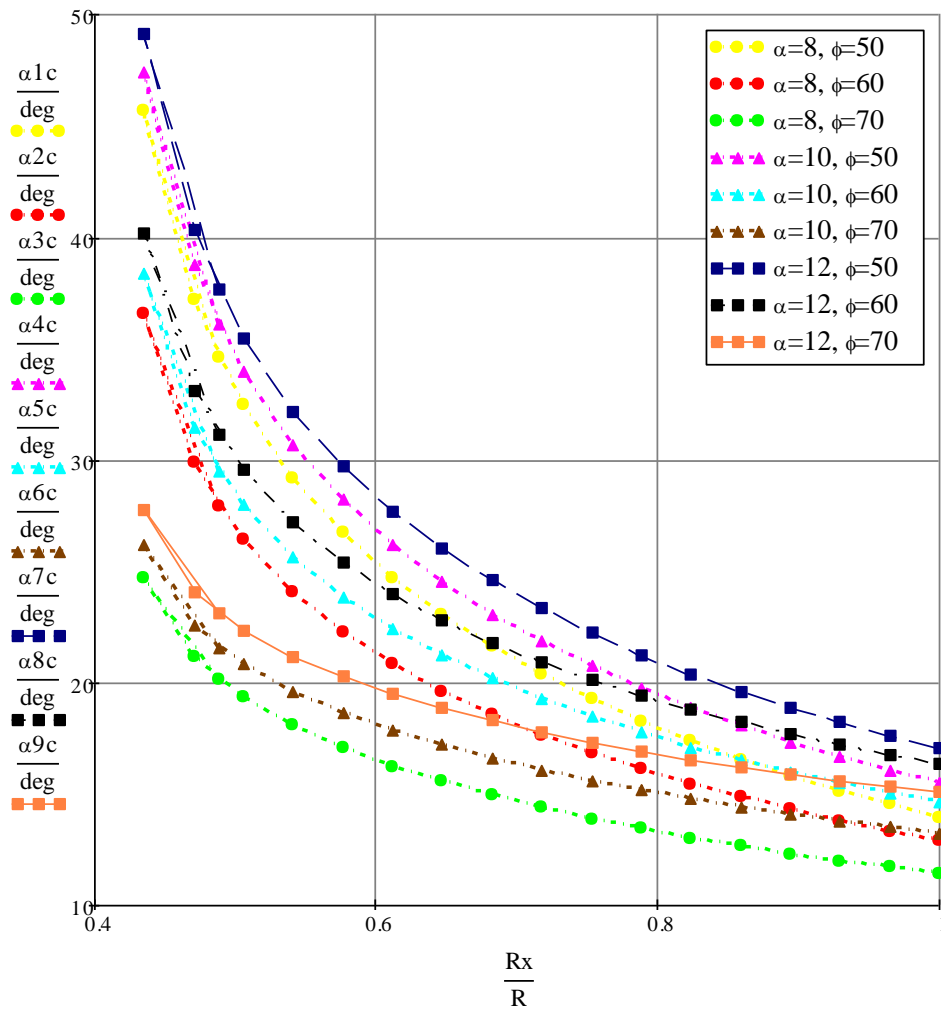


Рис. 5 - Зміна заднього кута вздовж різальної кромки в статичній системі координат при різних задніх кутах та кутах в плані

Література: 1. Tsao C.C., Hocheng H. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits, *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003) 335–339. 2. G. DiPaolo, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, An experimental investigation of the crack growth phenomenon for drilling of fiber-reinforced composite materials, *ASME J. Eng. Ind.* 118 (1996) 104–110. 3. Родін П. Р. «Геометрия режущей части спирального сверла». — К.: «Техніка», 1971, 136 с. 4. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. — Л.: Машино-строение, 1987. — 176с. 5. Глоба А.В., Шевченко О.А. Визначення зусилля розшарування при свердлінні полімерних композиційних матеріалів, *Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, збірник наукових праць, №22. Краматорськ. 2008 р., с. 198 – 203*

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

АНАЛИТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ НАГРУЗКИ ПРИ ОБРАБОТКЕ
ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ СТУПЕНЧАТЫМ
СВЕРЛОМ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЕГО ОПТИМАЛЬНЫХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ
ПАРАМЕТРОВ

Глоба А.В., Кухановський О.В.

Предложенный метод определения критического усилия расслоения при сверлении полимерных композиционных материалов. На основе полученных данных предложена конструкция инструмента с оптимальными конструктивными и геометрическими параметрами оптимизированными по типу материала и заданных условий.

АНАЛІТИЧНИЙ РОЗРАХУНОК НАВАНТАЖЕНЬ ПРИ ОБРОБЦІ ПОЛІМЕРНИХ
КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ СТУПІНЧАТИМ СВЕРДЛОМ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ЙОГО
ОПТИМАЛЬНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ

Глоба О.В., Кухановський О.В.

Запропонований метод визначення критичного зусилля розшарування при свердлінні полімерних композиційних матеріалів ступінчастим свердлом. На основі отриманих даних запропонована конструкція інструменту з оптимальними конструктивними та геометричними параметрами оптимізованими згідно типу матеріалу та заданих умов.

ANALYTICAL CALCULATION OF STRESS IN PROCESSING OF
POLYMERIC COMPOSITE MATERIAL STEP DRILLS AND DETERMINATION OF THE
OPTIMUM GEOMETRIC PARAMETERS

Globa A.V., Kухanovskiy O.V.

The proposed method of determining the critical efforts of the bundle when drilling polymeric composite materials. On the basis of obtained experimental data a construction tool with optimal structural and geometrical parameters optimized for the type of material and given conditions.

Ключевые слова: нагрузка, полимерные композиционные материалы, ступенчатое сверло.

Ключові слова: навантаження, полімерні композиційні матеріали, ступінчасте сверло.

Key words: stress, polymeric composite material, step drills.

УДК 621.9

Воронцов Б.С.

ВНУ ім. В. Даля, г. Луганск, Україна
voronts@gmail.com

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ КОНТАКТИРОВАНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНОГО ИНСТРУМЕНТА И ИЗГОТОВЛИВАЕМОГО КОЛЕСА В СИСТЕМЕ PowerSHEPE

Введение

Большое значение на эффективность работы гиперболоидных инструментов оказывает правильный выбор таких параметров, как угол скрещивания осей, число заходов инструмента. В свою очередь эти параметры зависят от условий контактирования поверхностей зубьев инструмента и изготавливаемого колеса. Поэтому, при выборе рациональных параметров инструмента необходимо предварительно проанализировать целый ряд геометро-кинематических показателей, и выбрать наиболее предпочтительные условия контактирования.

В теории формообразования эти вопросы рассмотрены для целого ряда зубообрабатывающих инструментов. Однако для гиперболоидных инструментов эти вопросы рассматривались применительно только к эвольвентным зацеплениям, причем графическая интерпретация показателей практически не проводилась. Современные системы компьютерного поверхностного моделирования способны оказать существенную помощь в решении этих вопросов.

Целью работы является установление двухсторонней ассоциативной связи между теорией формообразования гиперболоидных инструментов и системами автоматизированного проектирования и поверхностного моделирования.

Основная часть

В системах автоматизированного проектирования широко используются различные сплайны, такие как кривые Безье, NURBS –кривые и т.д. Однако теория сплайнов практически не используется в теории формообразования и теории зубчатых зацеплений. В свою очередь использование сплайнов позволяет унифицировать описание профилей зубьев колес и инструментов, исходных контуров производящих поверхностей. В результате во всех аналитических выражениях для определения контактных линий, контактирующих поверхностей и поверхностей зацепления, геометро-кинематических показателей не зависимо от вида зацепления – эвольвентного, циклоидального, зацепления Новикова и т.д. фигурирует одно и то же выражение для описания профиля и вспомогательных участков, изменяется только значение констант. Это позволяет разрабатывать алгоритм и программные модули для синтеза инструментов и зубчатых колес, устанавливать ассоциативную связь между теорией и компьютерным моделированием.

Вопросы использования сплайнов рассматривались авторами в предыдущих работах [1-4]. Также рассматривались вопросы использования результатов синтеза в программных модулях. В данной работе покажем, как в системе PowerSHEPE можно смоделировать результаты теоретических исследований, провести всесторонний анализ условий контактирования, тем самым дополняя и подтверждая теоретические исследования.

На рис.1 показан анализ линий контакта и условий обкатки. По длине, форме и расположению контактных линий на поверхности зубьев инструмента и колеса можно судить о многих эксплуатационных свойствах проектируемого инструмента.

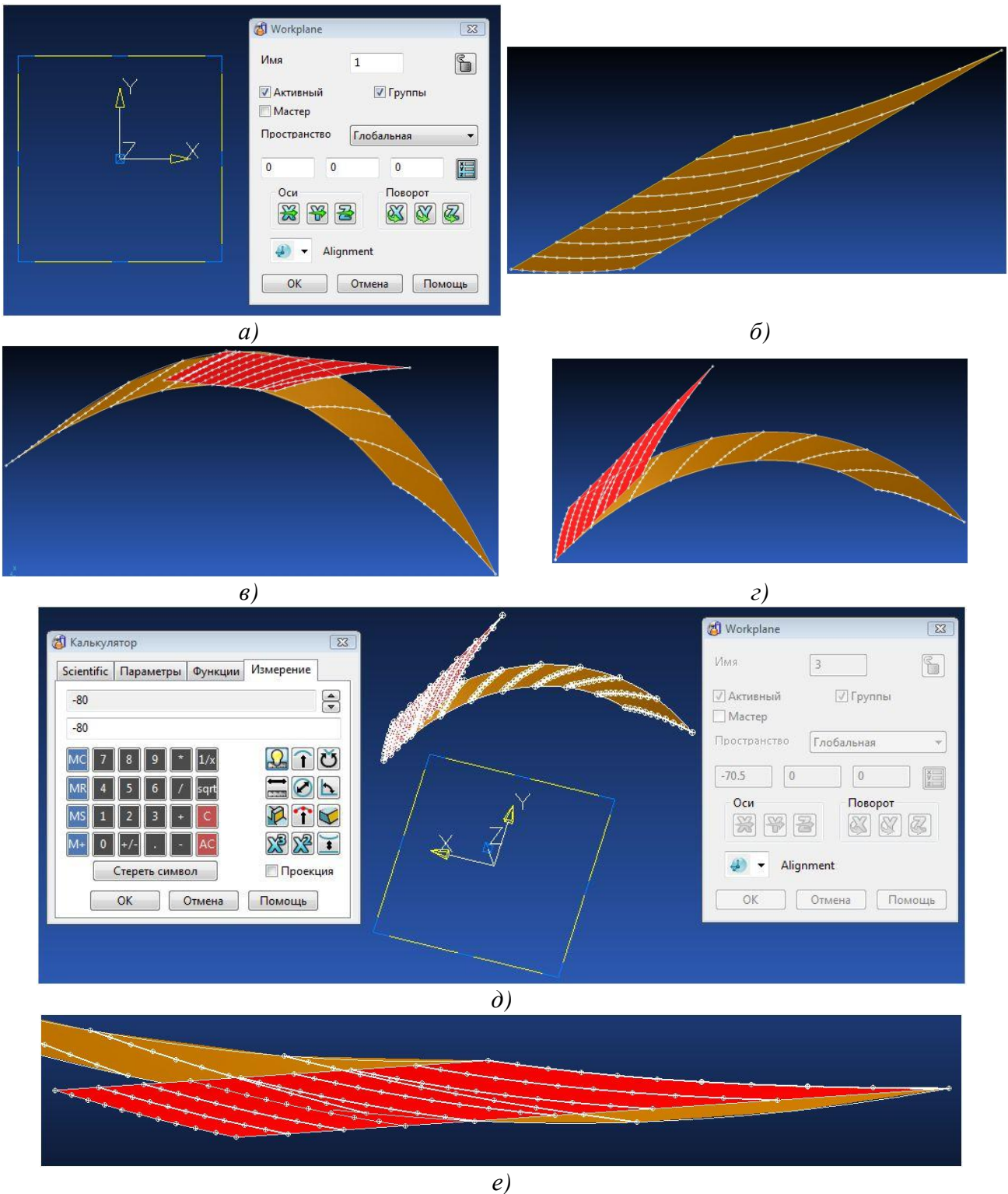



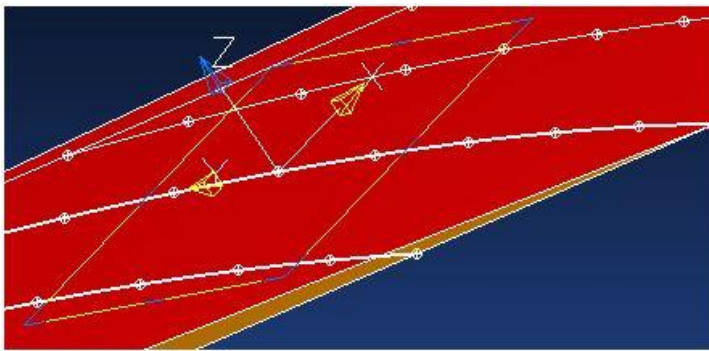
Рис. 1 – Исследование линий контакта и условий обкатки

Алгоритм анализа следующий. Сначала в системе PowerSHEPE в глобальной системе координат создаем систему координат, связанную с колесом и инструментом соответственно (рис.1а). В диалоговом окне отмечаем, что с данной системой будет связана целая группа объектов, созданных в этой системе координат. В этом случае при повороте системы координат будет поворачиваться и связанная с ней поверхность зуба. На рис.1б показана поверхность зуба, созданная по контактным линиям в своей системе координат. На рис. 1в показано контактирование поверхностей зубьев колеса и инструмента при угле поворота инструмента 0^0 . При изменении угла поворота инструмента от -40^0 до $+40^0$ (рис.1д)

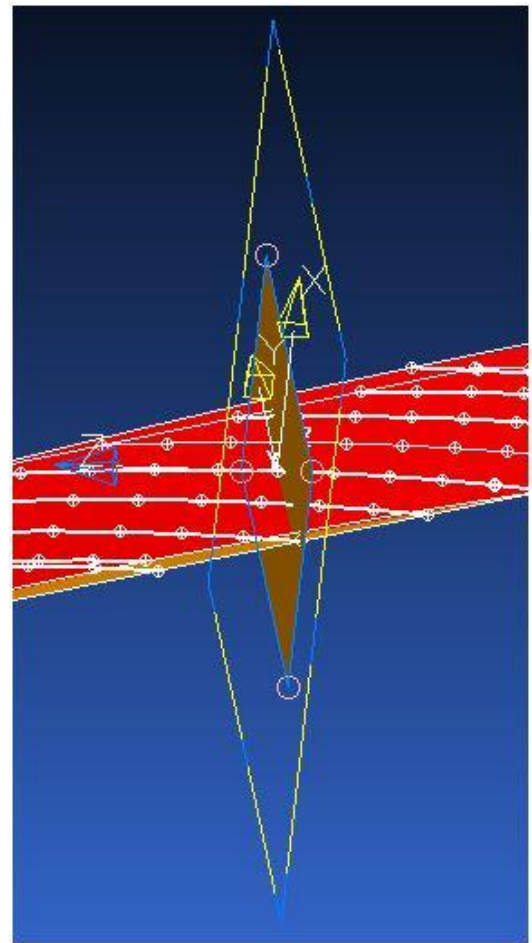
поверхности колеса и инструмента перекатываются от одного торца (рис.1г) к другому (рис.1е).

Большинство геометро-кинематических показателей анализируются в направлении, перпендикулярном линии контакта. Это прежде всего приведенная кривизна и суммарная скорость перемещения точек контакта.

В PowerSHEPE команда «Система координат на поверхности»  позволяет привязать репер Френе к контактной точке таким образом, что одна ось будет направлена по касательной к контактной линии, вторая – по главной нормали в соприкасаемой плоскости, а третья – по бинормали (рис.2 а). В этой системе координат можно построить нормальную плоскость, перпендикулярную линии контакта (рис.2 б).




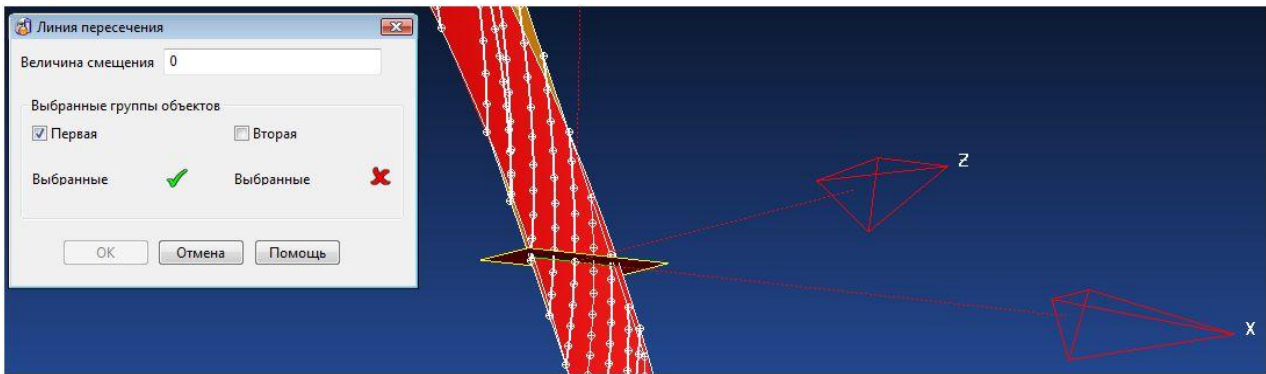
а)



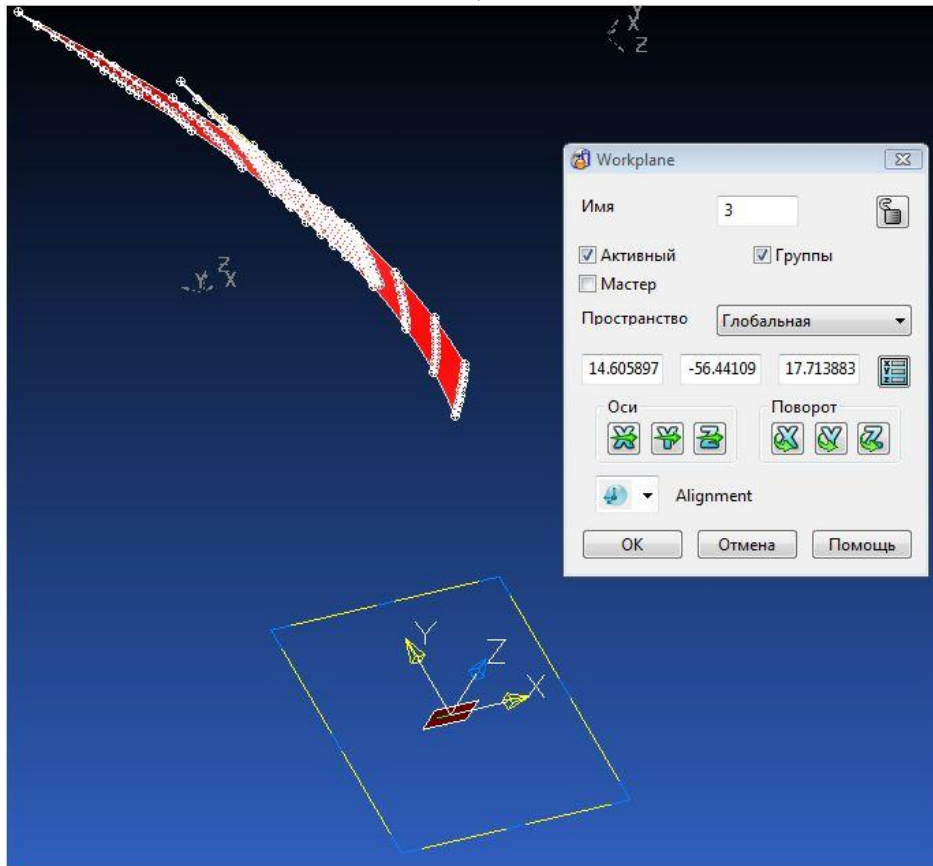
б)

Рис. 2 – Репер Френе на контактной линии

Команда «Линия пересечения плоскостей»  позволяет строить линии пересечения нормальной плоскости и поверхности зубьев (рис.3). На рис 3а показано построение линий пересечения. Систему координат (репер Френе) можно переместить вместе с созданным в ней нормальной плоскостью и контактными линиями в сторону от поверхности (рис. 3б). На рис. 3в показаны линии контакта в плоскости, перпендикулярной линии контакта, которые позволяют проанализировать приведенную кривизну в точке контакта.



а)



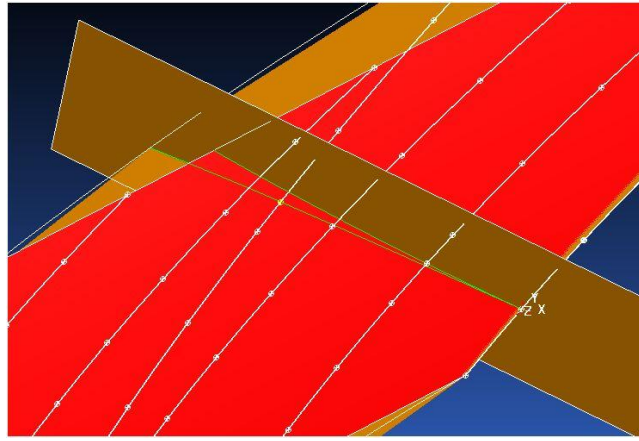
б)



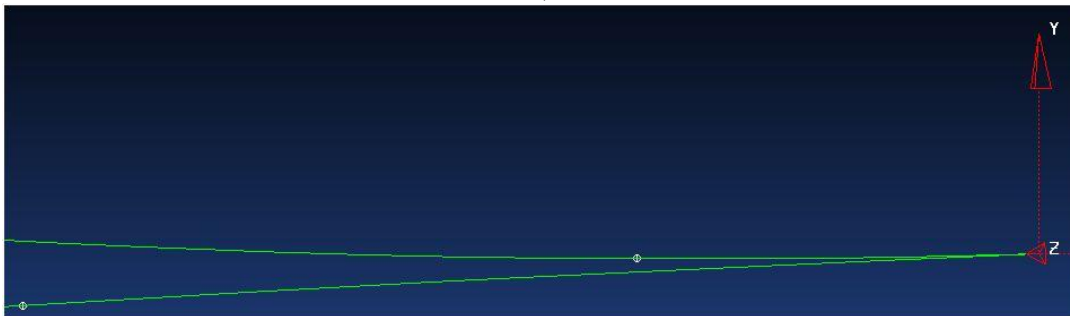
в)

Рис. 3 – Анализ приведенной кривизны

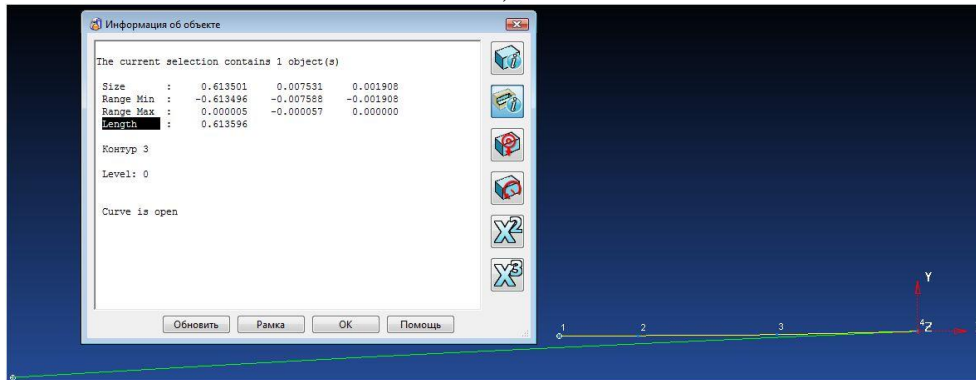
Анализ суммарной скорости перемещения точек контакта в направлении, перпендикулярном линии контакта показан на рис. 4, причем на рис. 4а показано построение линии пересечения поверхностей зубьев нормальной плоскостью, перенос их в свободное место (рис.4б) и определение длины пути точки контакта от одной контактной линии до другой для колеса (рис. 4 в) и инструмента (рис. 4 г) за одно и то же время. Далее определить суммарную скорость перемещения точек контакта не представляет труда.



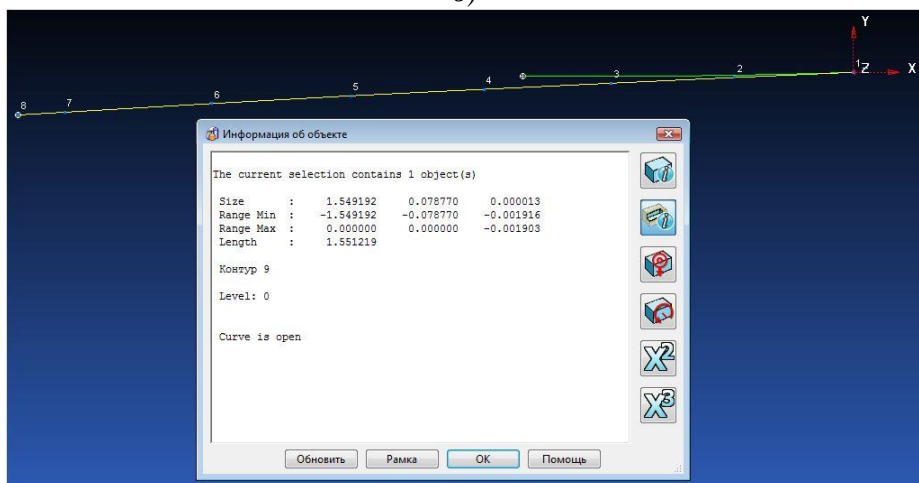
a)



б)



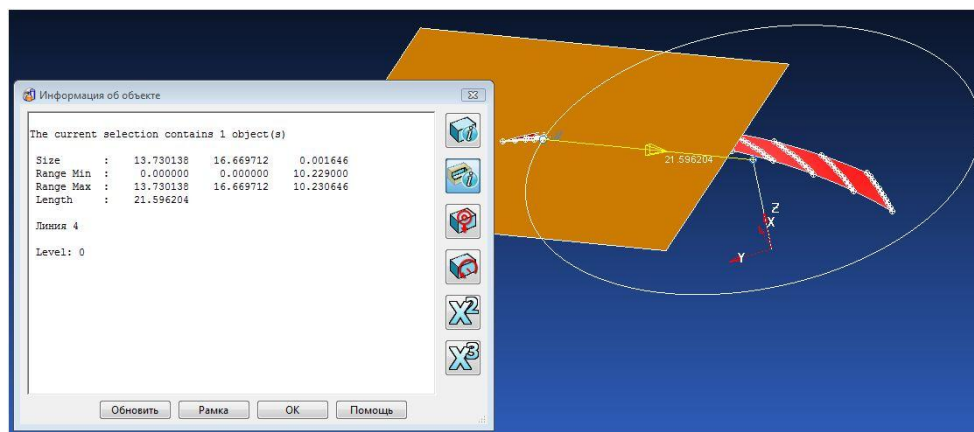
в)



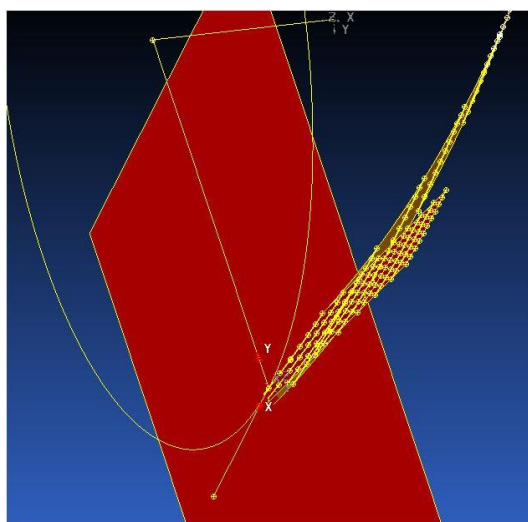
г)

Рис. 4 – Анализ суммарной скорости перемещения точек контакта

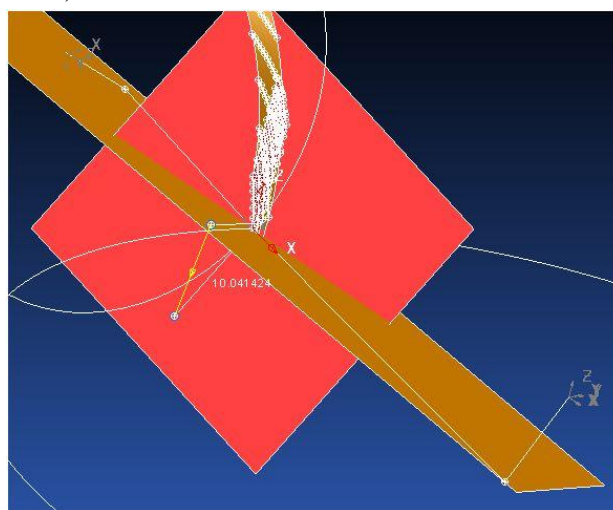
Анализ относительной скорости и угла между вектором этой скорости и линией контакта представлен на рис.5.



а)



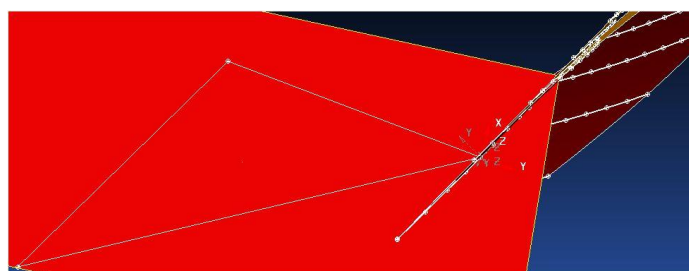
б)



в)



г)



д)

Рис. 5 – Анализ относительной скорости и угла между относительной скоростью и линией контакта

Для построения относительной скорости строим в системах координат колеса и инструмента вспомогательные плоскости через точку контакта перпендикулярно к осям вращения соответственно колеса и инструмента, строим в них окружности и в точке

контакта откладаємо отрезки по касательной к вспомогательным окружностям длиной, равной значению скорости точки контакта (рис. 5 а, б). Соединяя концы этих отрезков, получаем вектор относительной скорости (рис.5в), который будет лежать в плоскости, параллельной касательной плоскости к поверхности зубьев. Если теперь провести секущую плоскость через отрезок, характеризующий относительную скорость и через точку контакта, то между линией пересечения этой плоскости с поверхностью зуба и линией контакта можно анализировать искомый угол (рис. 5д).

Выводы

В результате проведенных исследований определены и построены контактные линии и контактирующие поверхности, проанализированы условия обката, получены и построены линии, которые позволяют анализировать приведенную кривизну и суммарную скорость перемещения точек контакта в направлении, перпендикулярном линии контакта, относительную скорость скольжения и угол между вектором относительной скорости и контактной линией.

Результаты работы могут быть использованы для анализа условий контактирования и выбора рациональных параметров инструмента, сравнения и подтверждения теоретических результатов, анализа точности изготовления инструмента путем сравнения точек поверхности зубьев инструмента, полученных на координатно-измерительных машинах и соответствующих точек на компьютерных моделях поверхностей, а также в учебном процессе для наглядного обучения студентов при проектировании инструментов.

Литература: 1. Воронцов Б.С. Визуальный динамический синтез сопряженных поверхностей / Б.С.Воронцов // Геометричне та комп'ютерне моделювання. Вип.15. – Харків: ХДУХТ, 2006. – С. 107-113. 2. Воронцов Б.С. Компьютерное формообразование твердотельных моделей гиперболических инструментов / Б.С.Воронцов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем // Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №21, 2007. – С.298-302. 3. Воронцов Б.С. Автоматизированная система синтеза передач зацеплением / Б.С.Воронцов, Д.А. Чаплинский, А.В.Витренко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ, вип. №23, 2008. – С.133-138. 4. Воронцов Б.С. Унификация геометрии рабочих поверхностей зубьев при синтезе передач зацеплением/ Б.С.Воронцов, И.А.Бочарова, Д.А.Чаплинский // Вісник Національного Технічного університету «ХПІ» // Збірник наукових праць. Тематичний випуск «Проблеми механічного приводу». – Харків: НТУ «ХПІ». – 2008, №29. – С. 24-28.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ КОНТАКТИРОВАНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНОГО ИНСТРУМЕНТА И
ИЗГОТОВЛИВАЕМОГО КОЛЕСА В СИСТЕМЕ PowerSHEPE
Воронцов Б.С.

Визуальный анализ геометрических и кинематических параметров гиперболического инструмента и факторов контакта поверхности колеса был проведен с помощью системы компьютерного моделирования PowerSHEPE. Результаты работы могут быть использованы в анализе условий контакта и выбор рациональных параметров инструмента.

АНАЛІЗ УМОВАХ КОНТАКТУ ГІПЕРБОЛОІДНОГО ІНСТРУМЕНТУ І КОЛЕСА, ЩО
ВИГОТОВЛЯЄТЬСЯ У СИСТЕМІ PowerSHEPE
Воронцов Б.С.

Візуальний аналіз геометричних і кінематичних параметрів гіперболічного інструменту і факторів контакту поверхні колеса був проведений за допомогою системи комп'ютерного моделювання PowerSHEPE. Результати роботи можуть бути використані в аналізі умов контакту і вибір раціональних параметрів інструменту.

ANALYSIS OF HYPERBOLA INSTRUMENT AND PRODUCED WHEEL CONTACT
CONDITIONS IN SYSTEM PowerSHEPE
Vorontsov Boris

Visual analysis of geometric and kinematic indices of hyperbola instrument and produced wheel contact factors has been conducted with the help of surface computer modeling in system PowerSHEPE. Results of the work may be used in analysis of contact conditions and choice of instrument rational parameters.

Ключевые слова: гиперплоидный инструмент, геометрические и кинематические параметры, система компьютерного моделирования

Ключові слова: гіперплоїдний інструмент, геометричні та кінематичні параметри, система комп'ютерного моделювання

Key words: giperploidny tool, geometric and kinematic parameters, computer simulation system

УДК 621.914

Добротворський С.С., Басова Є.В.

НТУ «ХП», м. Харків, Україна

evgeniya.ivaschenko@mail.ru

ПРОГНОЗУВАННЯ СИЛ РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСТНІЙ ОБРОБЦІ СКЛАДНОЇ ПОВЕРХНІ СФЕРИЧНИМИ КІНЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ ЗА РАХУНОК ГЕОМЕТРИЧНОГО АНАЛІЗУ

Вступ

Операції високошвидкісного фрезерування інструментом зі сферичним кінцем на сьогоднішній день знайшли широке застосування при обробці складнопрофільних поверхонь, особливо при обробці скосів, криволінійних поверхонь різної кривизни і не лише (тобто, коли застосування іншого інструменту виключене). Оцінка складових сили різання необхідна для прогнозування і управління якістю оброблюваної поверхні, що особливо важливе на чистових операціях виготовлення виробу.

У літературі представлено багато зарубіжних і невелика частка вітчизняних робіт пов'язаних з розглядом сил різання в процесі фрезерування сферичним кінцевим інструментом. Так українськими дослідниками Ю.Н. Внуковим та А.Г. Саржинською було розглянуто питання особливості розрахунку складових сили різання при торцевому фрезеруванні сферичними фрезами [1]. Закордонні дослідники у більшості із робіт представляють ріжучу кромку сферичної частини фрези не суцільною, а набором малих елементів. Наприклад, Янг і Парк [2] поділили косу ріжучу кромку інструменту на ряд нескінченно малих елементів і припустили, що кожна ріжуча кромка пряма. Похилий процес різання цими елементами аналізувався як ортогональний. Лі і Алтінтас [3] представили концепцію похилого процесу різання сферичним кінцевим інструментом в якій канавка виражалась в параметричній формі і ділилась на малі похилі ріжучі кромки. Фонтеїн та ін. [4] представили модель прогнозування сил різання в якій геометрія інструменту розкладалася на ряд простих ріжучих кромок в осьовому напрямі. Таким чином можна зробити висновок, що всі попередні дослідження мають загальну характеристику при розгляданні процесу кінцевого сферичного різання як процесу різання малими ріжучими кромками, що аналізується як процес ортогонального або похилого різання. Просумувавши сили різання в усіх елементах, можна оцінити сумарну силу різання ріжучої кромки кульової голівки фрези. Оскільки ріжуча кромка поділена на дуже маленькі прямолінійно ріжучі одиниці, то область, що знаходиться в зачепленні (між ріжучою кромкою і недеформованою товщиною стружки) не може бути вивчена, а сам механізм втискування вершини інструменту в процесі різання залишається не описаним. На практиці ж різні області, що знаходяться в зачепленні можуть викликати відмінності в амплітуді і зсуву сил різання. До того ж механізм втискування вершини інструменту особливо впливатиме на силу в z-напрямі (головну складову сили різання), яку неможливо передбачити по методиці Янга і Парка [2], вони вважали невід'ємною властивістю відхилення передбаченої і експериментальної сили у напрямі z, так звана «особливість різання».

Мета роботи

Таким чином, мета даної роботи – розробка геометричної моделі сил різання, що виникають при механічній обробці сферичними кінцевими фрезами з урахуванням того, що ріжуча кромка цілісна і представлена гвинтовою лінією.

Основна частина

В процесі різання заготовка руйнується під впливом гострої ріжучої кромки, а енергія процесу різання U в одиницю часу може бути представлена двома складовими, як енергія зсуву U_{3C} в одиницю часу та енергія тертя U_m в одиницю часу:

Для спрощення подальшого розрахунку введемо змінну Q_m , що дорівнює $A_{zc} \cdot \left[\frac{\sin \beta}{\cos(\phi + \beta - \alpha)} \right]$, тоді

$$F_m = \tau_{zc} \cdot Q_m, \quad (9)$$

де Q_m – компонента площини зсуву уздовж напрямку тертя і визначається як ефективна область тертя.

Зазначимо, що швидкість зсуву V_{zc} та швидкість стружкоутворення V_{cm} пов'язані із швидкістю різання V_{piz} головним кутом α та кутом зсуву ϕ :

$$V_{zc} = \frac{V_{piz} \cdot \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)}, \quad (10)$$

$$V_{cm} = \frac{V_{piz} \cdot \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)}. \quad (11)$$

Підстановка рівнянь (4), (10) та (9), (11) у рівняння (2) та (3) відповідно дає можливість визначити U_{zc} та U_m наступним чином:

$$U_{zc} = \frac{\tau_{zc} \cdot A_{zc} \cdot V_{piz} \cdot \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)}, \quad (12)$$

$$U_m = \tau_{zc} \cdot Q_m \cdot V_{piz} \cdot \left[\frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \right]. \quad (13)$$

Із рівнянь (12) та (13) видно, що U_{zc} – функція площини зсуву A_{zc} , а U_m – функція області ефективного тертя Q_m . Для визначення параметрів A_{zc} та Q_m у більш складних тривимірних моделях процесу різання сферичними кінцевими фрезами ми побудували тривимірну геометричну модель процесу, що дозволила встановити взаємозв'язок та взаємовідношення між геометрією кутів та режимами різання з площиною зсуву та областю ефективного тертя (однак поглиблений розгляд цієї моделі виходить за рамки даної роботи). Відзначимо, що в двовимірній моделі різання, швидкість різання V_{piz} в рівняннях (12) і (13) представлена постійною. Але в тривимірній моделі V_{piz} уздовж ріжучої кромки фрези з кульовим кінцем буде різна: максимальна в точці найбільшого робочого діаметру фрези та мінімальна – відповідно у точці найменшого робочого діаметру. Без втрати універсальності і зміни сил різання, приймемо V_{piz} рівною середній швидкості різання ріжучої кромки, що дозволить спростити процес визначення сил з тривимірної моделі.

При визначенні тривимірної моделі різання для моделювання наступних геометричних параметрів різання: ϕ_e ($^\circ$), τ_{zc} (кгс/мм²) та β ($^\circ$) як функцій V_{piz} (мм/хв), f (мм/зуб), α_e при обробці сталі 38ХМ2ЮА інструментом HSS були використані експериментальні формули, що наведені в роботах [5, 6]:

$$\phi_e = 106,7(V \cdot f)^{1/2} + 0,375\alpha_e + 13,64, \quad (14)$$

$$\tau_{zc} = 1,586(V \cdot f)^{-1/4} + 67,703, \quad (15)$$

$$\beta = 48,8(V \cdot f)^{1/8} + 28,586 - \phi_e + \alpha_e, \quad (16)$$

де ϕ_e – кут ефективного зсуву (знаходиться із тривимірної геометричної моделі процесу різання кінцевою сферичною фрезою), α_e – робочий головний передній кут (також знаходиться із тривимірної геометричної моделі процесу різання), який може бути записаний як:

$$\alpha_e = \sin^{-1} \cdot (\sin \alpha_r \cdot \sin i \cdot \cos \eta_{pi3} + \sin \eta_{pi3} \cdot \sin i), \quad (17)$$

де α_r – головний передній кут ріжучого інструменту, i – кут нахилу ріжучої кромки, η_{pi3} – взаємовідношення параметрів передньої поверхні ріжучого інструменту з урахуванням напрямку сходу стружки відносно проєктованої площини. Базуючись на формулах (14) – (16) енергію зсуву U_{zc} в одиницю часу запишемо з урахуванням параметрів A_{zc} , τ_{zc} , V_{pi3} , α_e та ϕ_e :

$$U_{zc} = \tau_{zc} \cdot A_{zc} \cdot V_{pi3} \cdot \left[\frac{\cos \alpha_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \right]. \quad (18)$$

А енергію тертя в одиницю часу визначимо з урахуванням Q_m :

$$U_m = \tau_{zc} \cdot Q_m \cdot V_{pi3} \cdot \left[\frac{\sin \phi_e}{\cos(\phi_e - \alpha_e)} \right]. \quad (19)$$

Так як U є сумою U_{zc} та U_m відзначимо, що U є функцією A_{zc} , Q_m , τ_{zc} , V_{pi3} , α_e та ϕ_e . Згідно з теорією запропонованою роботами [7,8] значення η_{pi3} впливає на мінімум енергії різання в одиницю часу U_{min} . Підставивши η_{pi3} в рівняння (17) визначимо передній кут α_e в умовах мінімальної енергії процесу різання в одиницю часу. Так як ефективна область тертя Q_m є функцією α_e розрахуємо силу тертя $(F_c)_{min}$ та визначимо основну силу різання F_M :

$$F_M = \frac{U_{min}}{V_{pi3}}. \quad (20)$$

Зазначимо, що результуюча сила F_R , яка складається із сили тертя $(F_c)_{min}$ та осьової сили передньої поверхні ріжучого інструмента F_N дорівнює основній силі різання:

$$F_R = F_M = F_N \cdot \cos \alpha_r \cdot \cos i + (F_c)_{min} \cdot \sin \alpha_e. \quad (21)$$

Осьову силу передньої поверхні ріжучого інструменту запишемо у наступному вигляді:

$$F_N = \frac{F_M - (F_c)_{min} \cdot \sin \alpha_e}{\cos \alpha_r \cdot \cos i}. \quad (22)$$

Отже поперечна складова сили різання F_T та подовжня складова F_V визначаються відповідно рівнянням (23) – (24):

$$F_T = (F_c)_{min} \cdot (\sin \eta_{pi3} \cdot \cos i - \sin \alpha_r \cdot \sin i \cdot \cos \eta_{pi3}) - F_N \cdot \cos \alpha_r \cdot \sin i, \quad (23)$$

$$F_V = (F_c)_{min} \cdot \cos \alpha_r \cdot \cos \eta_{pi3} - F_N \cdot \sin \alpha_r. \quad (24)$$

Всі напрями F_R , F_N , $(F_c)_{min}$, F_M , F_V та F_T в тривимірній статичній системі координат інструменту показано на рис. 2.

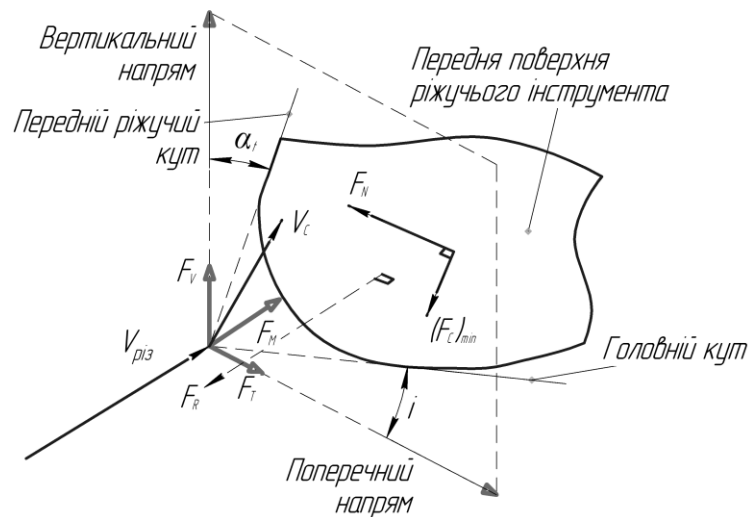


Рис. 2 – Тривимірне відображення складових сили різання у статичній системі координат інструменту

У зв'язку з тим, що під час обертання сферичної кінцевої фрези тривимірні сили різання впливають на величину подачі, миттєвий кут оберту та індентерну дію верхівки інструменту (ефект пластичної деформації) ми вирішили представити силу різання в матричній формі, що дозволить визначити силу різання з урахуванням зовнішніх факторів та прогнозувати якість оброблюваної поверхні:

$$F = T_{HB} \cdot T(\Omega) \cdot T_{\delta} \cdot T_{\theta} \cdot T_{\varepsilon} \cdot F^* \quad (25)$$

де F^* – матриця тривимірної сили різання в статичній системі координат, T_{ε} – трансформована матриця з урахуванням впливу глибини різання, T_{θ} – трансформована матриця, що враховує зміну кута нахилу інструменту під час процесу різання (θ – кут нахилу), T_{δ} – трансформована матриця, що враховує вплив кута гвинтової ріжучої кромки δ , $T(\Omega)$ – трансформована матриця, що відображає кут оберту інструменту, T_{HB} – трансформована матриця, що відображає вплив інденторної дії верхівки інструменту.

Література: **1.** Внуков, Ю. Н. Особенности расчета составляющих силы резания при торцевом фрезеровании сферическими фрезами [Текст] / Ю.Н. Внуков, А.Г. Саржинская // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Х. : НТУ «ХП», 2010. – 350 с. **2.** Yang, M. The prediction of cutting force in ball-end milling [Text] / M. Yang, H. Park // Int. J. Machine Tools Manuf. – 1991. – №31. – PP. 45–54. **3.** Lee, P. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data [Text] / P. Lee, Y. Altintas // Int. J. Machine Tools Manuf. – 1996. – №36. – PP. 1059-1072. **4.** Fontaine, M. Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test [Text] / M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki etc. // Int. J. Machine Tools Manuf. – 2006. – №46. – PP. 367-381. **5.** Ueda, N. investigation of some shear angle theories [Text] / N. Ueda., T. Matuso // CIRP Annals. – 1986. – №35. – PP. 27-30. **6.** Nakayama, K. On the storage of data on metal cutting forces [Text] / K. Nakayama, M. Arai // CIRP Annals. – 1976. – № 25, 13–18. **7.** Usui, E. Analytical prediction of three dimensional cutting process. Part 2. Chip formation and cutting force with conventional single-point tool [Text] / E. Usui, A. Hirota // Trans. ASME, J. Eng. Ind. – 1978. – №100. – PP. 229-235. **8.** Usui, E. Analytical prediction of three dimensional cutting process. Part 1: basic cutting model and energy approach [Text] / E. Usui, A. Hirota, M. Masuko // Trans. ASME, J. Eng. Ind. – 1978. – №100. – PP. 222-228.

Рецензент: **Пермяков А.А.**, д.т.н., проф., НТУУ «ХП»

ПРОГНОЗИРОВАНИ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ
СЛОЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ СФЕРИЧЕСКИМИ КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ ЗА СЧЁТ
ГЕОМЕТРИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Добротворский С.С., Басова Е.В.

В работе с помощью метода минимизации энергии в трехмерном виде представлены составляющие силы резания в системе координат инструмента. Представлены расчет силы резания с помощью преобразованных матриц, учитывающие влияние глубины резания, угла наклона инструмента, угла вращения инструмента и индентерное воздействие вершины инструмента на величину силы резания, что дает возможность точного прогнозирования составляющих силы резания в трехмерном пространстве.

ПРОГНОЗУВАННЯ СИЛ РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСТНІЙ ОБРОБЦІ
СКЛАДНОЇ ПОВЕРХНІ СФЕРИЧНИМИ КІНЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ ЗА РАХУНОК
ГЕОМЕТРИЧНОГО АНАЛІЗУ

Добротворський С.С., Басова Є. В.

В роботі за допомогою методу мінімізації енергії у тривимірному вигляді представлені складові сили різання в системі координат інструменту. Представлено розрахунок сили різання за допомогою перетворених матриць, що враховують вплив глибини різання, кута нахилу інструмента, кута оберту інструмента та індентерну дію верхівки інструменту на величину сили різання, що дає можливість точного прогнозування складових сили різання у тривимірному просторі.

PREDICTION OF CUTTING FORCES IN A COMPLEX SURFACE HIGH SPEED
CUTTING BY BALL-END-MILLS DUE TO GEOMETRICALLY ANALYSIS

Dobrotvorskyy S.S., Basova E.V

The three-dimensional cutting forces in the tool axis system are then obtained by minimum energy method. The transformation matrices, including the effects of the axial depth of cut, helix angle, tool rotational angle, and indentation action of the tool tip, are presented. The three-dimensional cutting forces can be predicted via matrix transformation

Ключевые слова: высокоскоростное фрезерование, сферическая концевая фреза, сила резания, энергия процесса резания.

Ключові слова: високошвидкісне фрезерування, сферична кінцева фреза, сила різання, енергія процесу різання.

Key words: high speed milling, end-ball cutter, cutting force, cutting energy.

УДК 621.822.082

Липка В.М.

СевНТУ, г. Севастополь, Україна

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА НАКАТЫВАНИЯ НАРУЖНЫХ РЕЗЬБ НА ДВУХРОЛИКОВЫХ СТАНКАХ

Введение

Накатывание роликами наружных резьб является наиболее прогрессивным способом получения резьбовых деталей в массовом производстве, благодаря не только большей производительности, но и поверхностному упрочнению заготовки в зоне контакта с роликами, а также снижению шероховатости резьбовых поверхностей. Силы, действующие при накатывании резьб - основные факторы, влияющие на конструктивные особенности и долговечность роликов, а также на качество деталей. Экспериментально установлено, что процесс накатывания является сложным, многофакторным, поэтому математические модели описывают его приближенно. В моделях, рассмотренных в [1,4] недостаточно учитываются свойства заготовок, влияющие на силы, возникающие при накатывании.

Целью работы является повышение точности математической модели процесса накатывания наружной резьбы роликами на основе анализа ряда факторов, которые ранее не учитывались, что позволит улучшить качество изготавливаемых резьбовых деталей.

Основная часть

Рассмотрим процесс накатывания резьбы роликами на гладких цилиндрических заготовках. Заготовку устанавливают между двумя (рисунок 1) вращающимися роликами, имеющими негативный профиль по отношению к профилю готовой детали. Один из роликов подается в радиальном направлении. На рисунке 1 частота вращения роликов обозначена n , радиальная подача ролика - S . Процесс резьбонакатывания можно рассматривать как сочетание вдавливания роликов в заготовку и прокатки, возникающей при вращении заготовки. Схема накатывания двумя роликами применяется на специализированных станках-автоматах и полуавтоматах моделей А9518, А9524, А9527 (Россия) и близких к ним по конструкции UPWS 6,3x40, UPW 25x100, UPW 63, GWR-80 (Германия). На Мелитопольском моторном заводе (МемЗ) на таких станках осуществляется массовое производство резьбовых деталей, до 750 тыс. шт. в год по каждому наименованию.

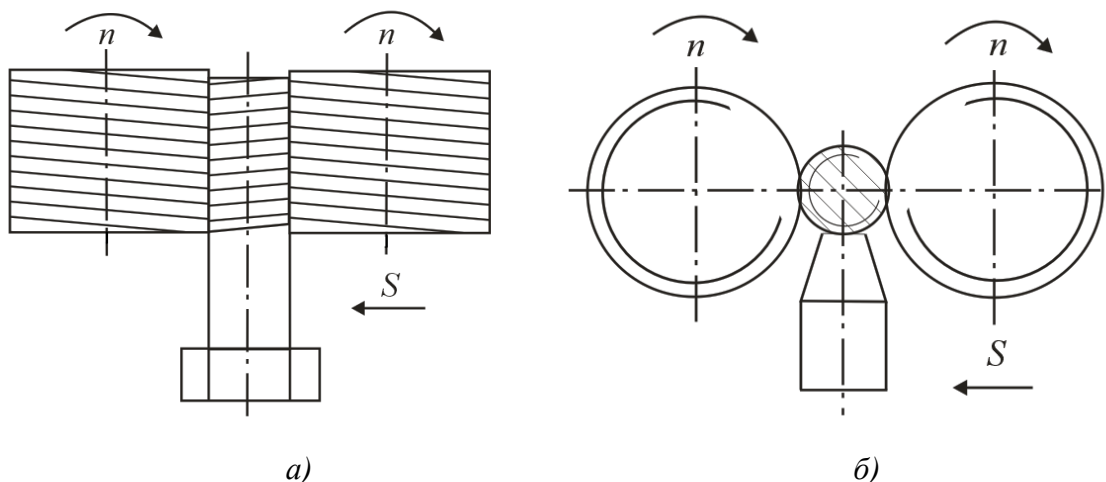


Рисунок 1 – Схема накатывания резьбы двумя роликами

На радиальную силу при накатывании влияет ряд параметров, среди которых важнейшими являются средняя толщина выдавливаемого слоя a_{cp} , приходящаяся на

периметр контакта $l_{\dot{r}}$ витков заборной части ролика с заготовкой в плоскости, проходящей через ось заготовки, площадь контакта S_K витков ролика и периметр контакта $l_{П.К.}$ витков калибрующей части ролика. Так, радиальную силу P_p при накатывании можно выразить зависимостью [1]:

$$P_p = C a_{cp}^x S_K^y l_{П.К.}^z, \quad (1)$$

где x , y и z — степени влияния соответствующих параметров; C — коэффициент, зависящий от совокупности условий, в которых осуществляется накатывание.

Аналогично может быть выражена тангенциальная сила P_T , значение которой, по данным [1], составляет $0,12-0,15 P_p$. Таким образом, радиальная сила P_p является доминирующей и повышение точности её расчета является важной теоретической задачей и имеет большое значение при проектировании технологического процесса и инструментов для накатывания резьбы.

Рассмотрим параметры уравнения [1]. Среднюю толщину слоя металла, выдавливаемого роликом из заготовки определим следующим образом:

$$a_{cp} = \frac{F}{l_{П}},$$

где F — площадь выдавливаемого слоя в плоскости контакта.

Площадь контакта второго и всех последующих витков ролика

$$S_K = l_{П} l_K,$$

где l_K — длина дуги контакта, между точками А и В (рисунок 1а)

Для первого витка

$$S_K = \frac{l_{П}}{2} l_K,$$

Значения площадей контакта, рассчитанные по этим формулам, превышают фактические площади на 3–7% в зависимости от диаметров ролика D_p и заготовки D_3 и величины внедрения витков $H_{В.Н.}$ что снижает точность рассматриваемой математической модели. Компенсация возникающей погрешности возможна по методике, изложенной в [4].

Подставив значения a_{cp} и S_K в уравнение (1), получим в общем виде следующую зависимость:

$$P_p = C \left(\frac{F}{l_{П}} \right)^x (l_{П} l_K)^y l_{П.К.}^z, \quad (2)$$

Среднее значение силы, действующей на ролик:

$$P_p = C \left(\frac{f}{l_{П.3.}} \right)^x (l_{П.3.} l_{К.3.})^y l_{П.К.}^z, \quad (3)$$

где f , $l_{П.3.}$, $l_{К.3.}$ — средние значения параметров процесса накатывания, относящиеся к одному ролику; f — выдавливаемая площадь, мм² $l_{П.3.}$, $l_{К.3.}$ — периметр и длина дуги контакта витков заборной части, мм; $l_{П.К.}$ — периметр контакта витков калибрующей части, мм.

Произведение $l_{П.3.} l_{К.3.}$ не является средней контактной площадью, а лишь косвенно ее характеризует. Результаты экспериментов показали целесообразность использования в качестве одного из основных параметров процесса накатывания такого произведения, что не исключает возможность замены его на площадь контакта.

В схемах для расчета параметров F , $l_{П}$, l_K , представленных на рисунке 1, выдавливаемая площадь и периметр контакта зависят от величины внедрения витков ролика и их формы, а длина дуги контакта — от величины внедрения, диаметров ролика и заготовки.

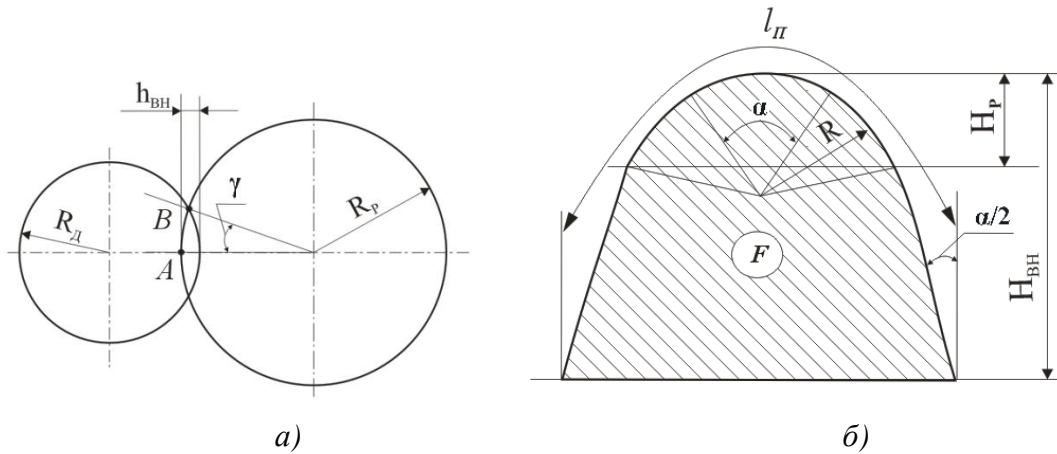


Рисунок 2 – Схема для расчета: а – длины дуги контакта; б – выдавливаемой площади и периметре контакта

В зависимостях (2, 3) степени влияния x , y , z и коэффициент C определяются экспериментальным путем. Анализ результатов экспериментальных исследований, проведенных на МеМЗе, показал, что для повышения точности расчетов по формулам (2, 3) величину C следует определять следующим образом:

$$C = K_1 K_2 K_3 K_4, \quad (4)$$

где K_1 — коэффициент, учитывающий отклонения формы заготовки; K_2 — коэффициент, учитывающий нестабильность твердости материала заготовок; K_3 — коэффициент, учитывающий отклонение диаметра заготовки от расчетного, определяемого по методике [4]; K_4 — коэффициент, учитывающий погрешность базирования заготовки в процессе калибрования и накатывания резьбы. Значения коэффициентов в выражении (4) могут существенно отличаться как для заготовок из разных партий, так и в пределах одной партии. В экспериментах, проведенных на МеМЗе, для партии заготовок болтов $M12$ из стали $40X$ были получены значения $K_1=1,15$; $K_2=1,25$; $K_3=1,2$; $K_4=3,05$. Определение значений коэффициентов $K_1 \dots K_4$ для заготовок из различных материалов требует дополнительных исследований.

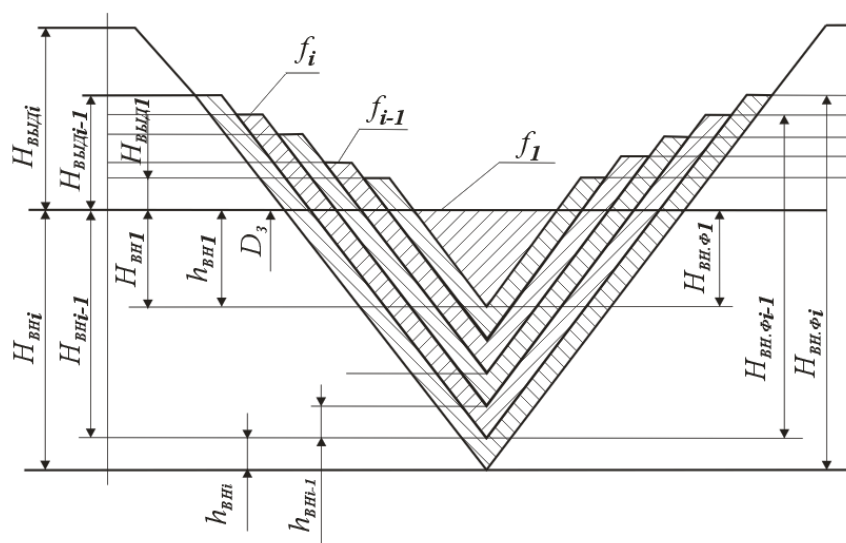


Рисунок 3 – Совмещенное расположение витков и выдавливаемая ими площадь. Индексами 1, $i-1$, i обозначены порядковые номера витков

Для расчета средних значений параметров f , $l_{П.З.}$, $l_{П.К.}$ предварительно определяются параметры F , $l_{П.}$, $l_{К.}$ для каждого витка роликов и находится их сумма. При этом учитывается, что каждый виток роликов, за исключением первого вступающего в работу витка, воздействует и на металл, выдавленный предыдущими витками.

Длина дуги контакта представленного на рисунке 2 определяется по формуле:

$$l_K = R_P \gamma, \quad (5)$$

Угол γ определяется из зависимости

$$\sin \gamma = \frac{\sqrt{R_D^2 - X^3}}{R_P},$$

где

$$X = R_D - \frac{2H_{BH} R_P - H_{BH}^2}{2(R_D - H_{BH} + R_P)},$$

Рассмотренная математическая модель позволяет достаточно просто производить расчет значений основных параметров процесса накатывания по следующей методике:

1. Определение полной (накопленной) величины внедрения H_{BH} для каждого витка по фактическим перепадам высот витков роликов и величина внедрения калибрующих витков $H_{ВНК}$ в заготовку от ее диаметра;

$$H_{BH} = H_{ВНК} - h_i,$$

где h_i — перепад между вершинами калибрующего и рассматриваемого витка.

2. Определение фактической величины внедрения h_{BH}

$$h_{BH_i} = H_{BH_i} - H_{BH_{i-1}}.$$

3. Определение величины выдавливания $H_{ВЫД}$, которая устанавливается из условий постоянства объема до и после деформации.

Для удобства расчетов произведена замена объема на площадь, что для практических случаев накатывания головками обуславливает погрешность в величине $H_{ВЫД}$ не более 3%:

$$H_{ВЫД} = \frac{(A - BH_{ВН_i}) - \sqrt{(A - BH_{ВН_i})^2 - 2BF_i}}{B}. \quad (6)$$

Формулы для определения значений площади выдавливаемого слоя F_i и справочные значения коэффициентов A и B для различных типов резьб приведены в [1]. Расчетные и экспериментальные величины $H_{ВЫД}$ хорошо согласуются между собой. При определении величины выдавливания $H_{ВЫДК}$ калибрующего витка в формулу подставляются значения $H_{ВНК}$ и F_K .

При определении F_K в формулы $F = f(H_{ВН})$ для витка с радиусной вершиной и $F_K = \varphi(H_{ВН})$ для витка с плоскосрезанной вершиной подставляются значения $H_{ВН} = H_{ВНК}$.

Значение $H_{ВНК}$ рассчитывается из условия равенства площадей F_K и $H_{ВЫД}$ до и после деформации, что обеспечивается при $H'_{ВНК} = t' - H_{ВДК}$, где $t' = t + \Delta t$ — наибольшая высота профиля накатываемой резьбы, мм; t — номинальная высота профиля резьбы, мм; Δt — половина нижнего отклонения на внутренний диаметр резьбы, мм.

4. Определение полной (накопленной) величины внедрения $H_{ВН.Ф}$ с учетом металла, выдавленного предыдущими витками:

$$H_{ВН.Ф_i} = H_{ВН_i} + H_{ВЫД_{i-1}}.$$

5. Определение общей (накопленной) площади деформации F , нарастающей от витка к витку путем подстановки значений $H_{ВН.Ф}$.

6. Определение условной величины $H'_{ВН.Ф}$ от внедрения данного витка:

$$H'_{ВН.Ф_i} = H_{ВН.Ф_i} + h_{Н_i}.$$

7. Определение условной величины F' путем подстановки значений $H'_{BH,\Phi}$.

8. Расчет фактической площади, деформируемой одним витком:

$$f = F - F'.$$

9. Расчет периметра контакта l_{Π} путем подстановки значений $H_{BH,\Phi}$.

10. Расчет длины дуги контакта l_K (см. формулу 5), причем значение x определяется по фактической величине внедрения h_{BH} .

В результате экспериментов при накатывании резьбы на стали 45 твердостью HB 190–212 получена следующая зависимость:

$$P_p = 9,4 \left(\frac{f}{l_{\Pi.з.}} \right)^{0,34} (l_{\Pi.з.} l_{K.з.})^{0,58} (l_{\Pi.к.})^{0,13}, \quad (7)$$

где $f/l_{\Pi.з.}$ — средняя толщина деформируемого слоя.

Зависимость (7) получена при накатывании наружной трапецидальной резьбы с шагом 5, 6, 8 и 10 мм с использованием заготовок $D_3 = 140 \div 112$ мм и роликов $D_D = 80 \div 130$ мм, что обусловило следующие параметры процесса накатывания: $f/l_{\Pi.з.} = 0,05 \div 0,25$ мм, $l_{\Pi.з.} = 6 \div 20$ мм, $l_{K.з.} = 5 \div 10$ мм, $l_{\Pi.к.} = 10 \div 56$ мм.

Расчетное значение сил с достаточной для практики точностью согласуется с экспериментальными данными.

Отметим ограничения и допущения для рассматриваемой модели. Экспериментально подтверждено, что модель наиболее точно описывает процесс накатывания резьб с треугольным профилем, в том числе метрической, для других профилей точность незначительно снижается из-за приближенного расчета контактной площади и позволяет определять значения сил независимо от типа и шага накатываемой резьбы, диаметров роликов и заготовки и различий в конструктивных параметрах резьбовых витков роликов. Установленная зависимость (3) применима при накатывании резьб на заготовках из конструкционной углеродистой стали твердостью HB 183–201. При другой твердости необходимы поправочные коэффициенты [1,3].

Особенностью накатки является возможность значительных деформаций без разрушений деформируемого металла и существенное упрочнение поверхностных слоев, повышающее нагрузочную способность деталей. Прочность накатанной резьбы при статических нагрузках выше прочности нарезанной резьбы примерно на 10% при испытании на растяжении и на 20–35% при испытании витков на срез. Для сравнения прочности нарезанных и накатанных витков при симметричном усталостном изгибе были испытаны образцы из стали 40X одинаковых размеров, с резьбой M12x1,25, в результате экспериментально определены пределы выносливости 45 МПа у нарезанного и 127 МПа у накатанного профиля.

Выводы

Рассмотренная математическая модель и полученная на её основе методика расчета значений основных параметров процесса накатывания позволяют с более высокой точностью проектировать техпроцессы резьбонакатывания и инструменты для их выполнения.

Экспериментально подтверждено, что предел выносливости накатанного профиля в среднем в два-три раза выше, чем у нарезанного профиля, при одинаковых условиях нагружения.

Экспериментально установлено, что прочность накатанного винтового профиля при усталостном знакопеременном растяжении в среднем в 3,5 раза выше, чем у профиля, полученного резанием. Еще большее повышение усталостной прочности наблюдается у деталей, изготовленных из легированных сталей с высоким пределом прочности при растяжении, профиль на которых накатан после термической обработки свыше 39 HRC, что имеет большое значение при изготовлении крепежа для ответственных резьбовых

соединений. Кроме того, для накатанных резьбовых деталей вместо высоколегированных сталей возможно применять более дешевые углеродистые и малоуглеродистые стали.

Направление дальнейших исследований связано с разработкой средств и методов повышения качества резьбовых деталей, получаемых накаткой.

Литература: 1. Грудов А.А. Высокопроизводительный резьбообразующий инструмент. Обзор / А.А. Грудов, П.Н. Комаров; под ред. Грудова А.А. — М.: НИИмаш, 1980. — 64 с. 2. Якухин В.Г. Изготовление резьбы: Справочник / В.Г. Якухин, В.А. Ставров; под ред. Якухина В.Г. — М.: Машиностроение, 1989. — 192 с. 3. Грудов А.А. Резьбонакатные ролики повышенной производительности / А.А. Грудов, П.Н. Комаров, В.Ф. Ржевский // Станки и инструмент. — 1974. — № 4. — С. 17–19. 4. Киричек А.В. Резьбонакатывание: Библиотека технолога / А.В. Киричек, А.Н. Афонин — М.: Машиностроение, 2009 — 312 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА НАКАТЫВАНИЯ НАРУЖНЫХ РЕЗЬБ НА ДВУХРОЛИКОВЫХ СТАНКАХ

Липка В.М.

Проанализирован процесс накатки роликами наружной резьбы, и рассмотрена его математическая модель, что позволило с более высокой точностью вычислить параметры, необходимые для проектирования технологических процессов производства изделий из металла.

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ МОДЕЛІ ПРОЦЕСУ накручування ЗОВНІШНІХ Різьблення на ДВУХРОЛІКОВИХ ВЕРСТАТАХ

Липка В.М.

Проаналізовано процес накатки роликами зовнішньої різьби, і розглянуто його математична модель, що дозволило з більш високою точністю обчислити параметри, необхідні для проектування технологічних процесів виробництва виробів з металу.

IMPROVING THE ACCURACY OF THE MATHEMATICAL MODEL OF THE PROCESS TO ROLLING THREADED SLIDING MACHINE

Lipka V.

Analyzes the process of rolling rollers outer thread and consider its mathematical model with higher accuracy to calculate the parameters required for the design of technological processes of manufacture of metal products.

Ключевые слова: математическая модель, технологический процесс, накатка, резьба, станок.

Ключові слова: математична модель, технологічний процес, накатка, різьблення, верстат.

Key words: mathematical model, workflow, knurling, thread machine.

Сергеечев З.С.

ДонНТУ, г. Донецьк, Україна
sopromat@donntu.edu.ua, sergeechev-z@ya.ru

ДИНАМИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ОСЕВОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Введение

В настоящее время с развитием науки и техники непрерывно появляются новые конструкции машин и механизмов и, в связи с этим, возникает необходимость постоянного оперативного изменения технологических процессов их изготовления. Основным способом формообразования в машиностроении остается механическая обработка резанием. В последние годы появилось новое высокопроизводительное станочное оборудование, позволяющее повысить производительность и точность большинства операций механической обработки. Однако, производительность некоторых операций, в первую очередь операций чистовой обработки отверстий, остаются малопродуктивными, что является сдерживающим фактором повышения производительности изготовления отдельных элементов на современном металлообрабатывающем оборудовании. Так, в настоящее время скорость резания при чистовом развертывании (2-4 м/мин) во много раз меньше скоростей при токарной обработке (900 м/мин). Причиной низкой производительности операций чистовой обработки отверстий являются различные динамические процессы, возникающие при повышении режимов резания для таких операций [1]. Поэтому повышение производительности операций чистовой обработки отверстий, так или иначе, связано с развитием теории динамических процессов, сопровождающих данный вид обработки. Основой этих исследований является развитие математических динамических моделей осевого инструмента (ОИ) применительно к условиям обработки отверстия и взаимосвязи с другими элементами технологической системы (ТС).

Анализ современного состояния динамических расчетов ОИ показал, что известные динамические модели ОИ:

- не учитывают упругие свойства ОИ как одноосного упругого элемента;
- не учитывают геометрические и конструктивные параметры ОИ;
- не учитывают собственный вес ОИ;
- рассматривают динамические процессы только в плоскости, перпендикулярной к оси инструмента и проходящей через вершины режущих кромок [2];
- не учитывают особенности взаимодействия ОИ с другими элементами технологической системы.

Поэтому, существующие в настоящее время динамические модели процессов обработки отверстий ОИ представляют собой невесомые одномассовые системы с одной степенью свободы. Использование таких упрощенных динамических моделей существенно снижает возможности исследования влияния различных параметров на развитие динамических процессов при чистовой обработке отверстий и поиску эффективных методов повышения режимов резания для данного вида механической обработки.

Для решения этой проблемы необходимо совершенствовать динамические модели ОИ, в первую очередь, за счет учета собственного веса и упругих характеристик инструмента. Это возможно за счет использования современных методов исследования динамических процессов в системах с распределенными параметрами (весомых упругих системах) – методе начальных параметров, методе перемещений и других [3-4].

В настоящей работе ставится задача разработки и систематизации динамических моделей ОИ, как упругих одноосных элементов со ступенчато-переменной жесткостью с учетом их взаимодействия с деталью и другими элементами ТС.

Основная часть

Анализ рабочих процессов при чистовой обработке отверстий ОИ показывает, что все виды взаимодействия ОИ с обрабатываемой деталью и элементами ТС можно представить в

виде четырех типов условных внешних связей (табл. 1). С учетом этого при разработке динамических математических моделей ОИ можно выделить шесть основных динамических схем ОИ как упругого одноосного элемента с распределенными параметрами.

Так, для конструкции двухступенчатой развертки (рис. 1) с четырьмя характерными участками с учетом особенностей чистовой обработки отверстий можно выделить шесть основных схем, которые соответствуют:

- жесткому закреплению развертки в оправке и ее взаимодействию с деталью при врезании или при резании разверткой с короткими калибрующими ленточками (рис. 2.1);
- жесткому закреплению развертки в оправке и ее взаимодействию с деталью при резании (рис. 2.2);
- закреплению развертки в качающемся патроне и ее взаимодействию с деталью при врезании или при резании разверткой с короткими калибрующими ленточками (рис. 2.3);
- закреплению развертки в качающемся патроне и ее взаимодействию с деталью при резании (рис. 2.4);
- закреплению развертки в плавающем патроне и ее взаимодействию с деталью при врезании или при резании разверткой с короткими калибрующими ленточками (рис. 2.5);
- закреплению развертки в плавающем патроне и ее взаимодействию с деталью при резании (рис. 2.6).

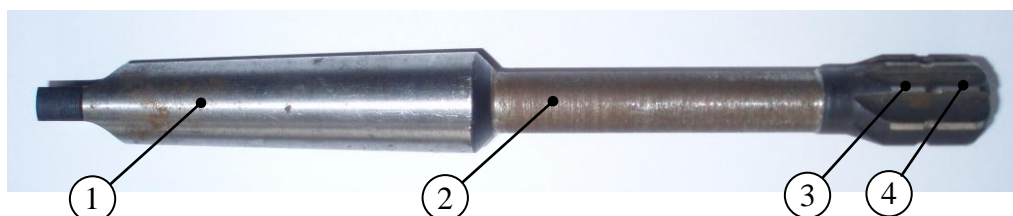


Рис. 1. Двухступенчатая развертка для обработки точных отверстий [5]:

1 – хвостовая часть, 2 – цилиндрическая часть, 3 – чистовая ступень, 4 – черновая ступень.

Таблица 1

Классификация условных обозначений взаимодействия ОИ с элементами ТС и деталью в динамических моделях ОИ

Характерное взаимодействие ОИ с элементами ТС и обрабатываемой деталью	Условное обозначение внешней связи в математической модели	Число связей
Жесткое закрепление ОИ в оправке		3
Закрепление ОИ в качающемся патроне		2
Закрепление ОИ в качающемся патроне		1
Закрепление ОИ в плавающем патроне		2
Закрепление ОИ в плавающем патроне		1
Взаимодействие ОИ с деталью при врезании		2
Взаимодействие ОИ с деталью при резании		2
Взаимодействие ОИ с деталью при резании		3
Взаимодействие с деталью ОИ с короткими калибрующими ленточками		2

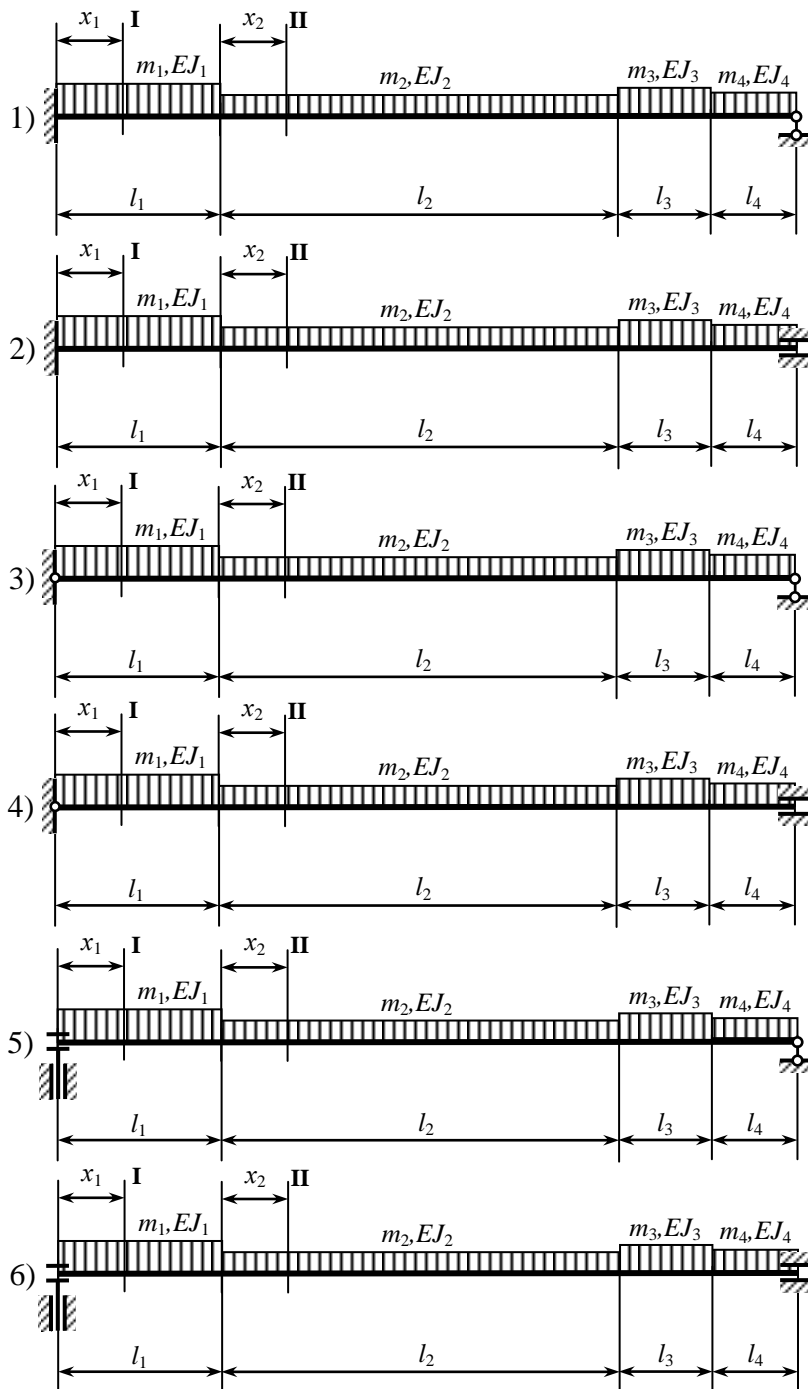


Рис. 2. Динамические расчетные модели двухступенчатой развертки

Для создания математических моделей ОИ (см. рис. 2) используем универсальное уравнение изогнутой оси при поперечных колебаниях вращающегося стержня в форме начальных параметров [4]:

$$y(x,t) = \left(y_i A_{kx} + \frac{\Theta_i}{k} B_{kx} + \frac{M_i}{k^2 E \cdot J} C_{kx} + \frac{P_i}{k^3 E \cdot J} D_{kx} \right) \sin \omega t, \quad (1)$$

где y_i , Θ_i , M_i и P_i – начальные параметры (соответственно перемещение, угол поворота, изгибающий момент и поперечная сила в начале выбранной системы координат); A_{kx} , B_{kx} ,

C_{kx} , D_{kx} – динамические функции академика Крылова [4]; k – характеристический динамический параметр

$$k = 4 \sqrt{\frac{m \cdot \omega^2}{E \cdot J}},$$

где E – модуль упругости материала инструмента; J – момент инерции поперечного сечения; m – погонная масса; ω – частота колебаний.

Дифференцируя (1), можно получить уравнения изменения углов поворота $\Theta(x)$, изгибающих моментов $M(x)$ и поперечных сил $Q(x)$ в сечении с координатой x

$$\Theta(x) = k \cdot y_i D_{kx} + \Theta_i A_{kx} + \frac{M_i}{k \cdot E \cdot J} B_{kx} + \frac{P_i}{k^2 E \cdot J} C_{kx}, \quad (2)$$

$$M(x) = k^2 E \cdot J \cdot y_i C_{kx} + k \cdot E \cdot J \cdot \Theta_i D_{kx} + M_i A_{kx} + \frac{P_i}{k} B_{kx}, \quad (3)$$

$$Q(x) = k^3 E \cdot J \cdot y_i B_{k_0 x} + k^3 E \cdot J \cdot \Theta_i C_{kx} + k \cdot M_i D_{kx} + P_i A_{kx}. \quad (4)$$

Таблица 3

Расчетные уравнения при поперечных колебаниях ОИ

НОМЕР СХЕМЫ	1 И 2	3 И 4	5 И 6
Поперечные перемещения, $y(l_i)$	$\frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \cdot m_i + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_i$	$\frac{\Theta_0}{k} m_i + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_i$	$y_0 m_i + \frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \rho_i$
Углы поворота, $\Theta(l_i)$	$\frac{M_0}{k \cdot E \cdot J} \cdot m'_i + \frac{P_0}{k^2 E \cdot J} \rho'_i$	$\Theta_0 m'_i + \frac{P_0}{k^2 E \cdot J} \rho'_i$	$k \cdot y_0 \cdot m'_i + \frac{M_0}{k \cdot E \cdot J} \rho'_i$
Изгибающие моменты, $M(l_i)$	$M_0 m''_i + \frac{P_0}{k} \rho''_i$	$k \cdot E \cdot J \cdot \Theta_0 m''_i + \frac{P_0}{k} \rho''_i$	$k^2 E \cdot J \cdot y_0 m''_i + M_0 \rho''_i$
Поперечные силы, $Q(l_i)$	$k \cdot M_0 \cdot m'''_i + P_0 \rho'''_i$	$k^2 E \cdot J \cdot \Theta_0 m'''_i + P_0 \rho'''_i$	$k^3 E \cdot J \cdot y_0 m'''_i + k \cdot M_0 \rho'''_i$

Определим последовательно расчетные зависимости (1)-(4) для каждого участка заданных балок ступенчато-переменного поперечного сечения (см. рис. 2). Полученные значения прогиба, угла поворота, изгибающего момента и поперечной силы для i -ог участка и рекуррентные коэффициенты m и ρ приведены в таблицах 3-4.

На конце n участка выполняются следующие граничные условия:

– для взаимодействия ОИ с деталью при резании $y(l_n) = 0$ и $M(l_n) = 0$;

– для взаимодействия ОИ с деталью при врезании или при резании разверткой с короткими калибрующими ленточками $y(l_n) = 0$ и $\Theta(l_n) = 0$.

С учетом граничных условий расчетные уравнения для определения неизвестных начальных параметров M_0 , P_0 и Θ_0 представлены в таблице 5.

Таблица 4

Рекуррентные коэффициенты расчетных уравнений

НОМЕР СХЕМЫ	РЕКУРРЕНТНЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ	
	для первого участка	для i -ого участка (при условии $i \neq 1$)
1 и 2	$m_1 = C_{kl_1}, m'_1 = B_{kl_1},$ $m''_1 = A_{kl_1}, m'''_1 = D_{kl_1},$ $\rho_1 = D_{kl_1}, \rho'_1 = C_{kl_1},$ $\rho''_1 = B_{kl_1}, \rho'''_1 = A_{kl_1}.$	$m_i = m_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + m''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $\rho_i = \rho_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + \rho''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $m'_i = m_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $\rho'_i = \rho_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $m''_i = m_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $\rho''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $m'''_i = m_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$ $\rho'''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$
3 и 4	$m_1 = B_{kl_1}, m'_1 = A_{kl_1},$ $m''_1 = D_{kl_1}, m'''_1 = C_{kl_1},$ $\rho_1 = D_{kl_1}, \rho'_1 = C_{kl_1},$ $\rho''_1 = B_{kl_1}, \rho'''_1 = A_{kl_1}.$	$m_i = m_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + m''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $\rho_i = \rho_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + \rho''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $m'_i = m_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $\rho'_i = \rho_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $m''_i = m_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $\rho''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $m'''_i = m_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$ $\rho'''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$
5 и 6	$m_1 = A_{kl_1}, m'_1 = D_{kl_1},$ $m''_1 = C_{kl_1}, m'''_1 = B_{kl_1},$ $\rho_1 = C_{kl_1}, \rho'_1 = B_{kl_1},$ $\rho''_1 = A_{kl_1}, \rho'''_1 = D_{kl_1}.$	$m_i = m_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + m''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $\rho_i = \rho_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + \rho''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}$ $m'_i = m_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $\rho'_i = \rho_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}$ $m''_i = m_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $\rho''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}$ $m'''_i = m_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$ $\rho'''_i = \rho_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}$

Полученные математические динамические модели ОИ легко реализуются на ЭВМ, позволяют учитывать основные конструктивные особенности осевого инструмента, характер его взаимодействия с деталью и элементами ТС и могут быть использованы также для анализа вынужденных колебаний в ходе развития рабочих процессов чистовой обработки отверстий. Внешним возмущением при этом могут выступать как силы резания, так и смещения инструмента в процессе обработки.

Тем не менее, разработанные математические модели содержат ряд допущений, связанных с описанием геометрии инструмента на границах участков, упрощением поперечного сечения за счет приведения инструмента к форме упругого ступенчатого стержня и за счет упрощения контактных зон взаимодействия инструмента с деталью и элементами ТС. Для проверки значимости этих допущений были проведены исследования динамических характеристик двухступенчатой развертки (рис.1) при различных условиях нагружения на основе полномасштабного физического моделирования с использованием стандартного комплекса метода конечных элементов в ANSYS.

При создании твердотельных моделей ОИ и элементов ТС учитывались все их конструктивные особенности. Для создания конечно-элементных моделей использовались объемно-стандартные динамические конечные элементы SOLID95.

В ходе исследований определялся спектр основных собственных частот ОИ. В таблице 5 приведены значения собственных частот ω_1 , полученные при математическом моделировании на основе предложенных математических моделей и частоты ω_2 , полученные на основе численного моделирования методом конечных элементов.

Сравнение полученных динамических характеристик показывает, что учет вышеуказанных факторов не оказывает существенного влияния на точность определения собственных частот. Так, расхождение между значениями собственных частот, полученными двумя методами не превышает 3,6%.

Таблица 5

Расчетные уравнения

НОМЕР СХЕМЫ	СИСТЕМА РАСЧЕТНЫХ УРАВНЕНИЙ	ГЛАВНЫЙ ОПРЕДЕЛИТЕЛЬ СИСТЕМЫ
1	$y(l_n) = \frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \cdot m_n + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_n = 0$ $M(l_n) = M_0 m_n'' + \frac{P_0}{k} \rho_n'' = 0$	$\frac{1}{k^3 E \cdot J} (\rho_n'' m_n - \rho_n m_n'') = 0$
2	$y(l_n) = \frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \cdot m_n + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_n = 0$ $\Theta(l_n) = \frac{M_0}{k \cdot E \cdot J} \cdot m_n' + \frac{P_0}{k^2 E \cdot J} \rho_n' = 0$	$\frac{1}{k^4 E^2 J^2} (\rho_n' m_n - \rho_n m_n') = 0$
3	$y(l_n) = \frac{\Theta_0}{k} m_n + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_n = 0$ $M(l_n) = k \cdot E \cdot J \cdot \Theta_0 m_n'' + \frac{P_0}{k} \rho_n'' = 0$	$\frac{1}{k^2} (\rho_n'' m_n - \rho_n m_n'') = 0$
4	$y(l_n) = \frac{\Theta_0}{k} m_n + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_n = 0$ $\Theta(l_n) = \Theta_0 m_n' + \frac{P_0}{k^2 E \cdot J} \rho_n' = 0$	$\frac{1}{k^3 E \cdot J} (\rho_n' m_n - \rho_n m_n') = 0$
5	$y(l_n) = y_0 m_n + \frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \rho_n = 0$ $M(l_n) = k^2 E \cdot J \cdot y_0 m_n'' + M_0 \rho_n'' = 0$	$\rho_n'' m_n - \rho_n m_n'' = 0$
6	$y(l_n) = y_0 m_n + \frac{M_0}{k^2 E \cdot J} \rho_n = 0$ $\Theta(l_n) = k \cdot y_0 \cdot m_n' + \frac{M_0}{k \cdot E \cdot J} \rho_n' = 0$	$\frac{1}{k \cdot E \cdot J} (\rho_n' m_n - \rho_n m_n') = 0$

Таблица 6

Динамические параметры двухступенчатой развертки

НОМЕР СХЕМЫ	Ω_1, c^{-1}			Ω_2, c^{-1}			$\Delta_{max}, \%$
	1	2	3	1	2	3	
1	3956	12588	24071	4035	12640	24215	1,95
2	5501	15288	30741	5644	15492	30933	2,53
3	2367	9328	19757	2457	9412	19841	3,60
4	3892	11402	21830	3945	11492	21932	1,34
5	587,4	5348	14401	609,3	5430	14512	3,59
6	1526	7171	17773	1563	7250	18069	2,36

Выводы и направления дальнейших исследований

Разработанные динамические модели осевого инструмента при чистовой обработке отверстий:

1. Позволяют, в отличие от известных динамических моделей, учитывать конструктивные особенности и упругие свойства осевого инструмента, особенности его взаимодействия с обрабатываемой деталью и элементами технологической системы.

2. Позволяют исследовать влияние различных параметров технологической системы и осевого инструмента на динамические характеристики при чистовой обработке отверстий и определять эффективные пути их снижения.

3. Являются основой для совершенствования динамических моделей рабочих процессов при чистовой обработке отверстий осевым инструментом для выявления оптимальных соотношений между параметрами режимов резания, обеспечивающих повышение производительности чистовой обработки отверстий осевого инструмента.

Литература: 1. Орликов, М. Л. Динамика станков [Текст] / М. Л. Орликов. – 2-е изд., перераб. и доп. – К. : Выща шк. Головное изд-во, 1989. – 272 с. 2. Холмогорцев, Ю. П. Оптимизация процессов обработки отверстий [Текст] / Ю. П. Холмогорцев. – М. : Машиностроение, 1984. – 184 с. 3. Киселев, В. А. Строительная механика. Спец. курс.: динамика и устойчивость сооружений: [Текст] / В. А. Киселев. – 3-е изд., испр. и доп. – М.: Стройиздат, 1980. – 616с. 4. Шевченко, Ф. Л. Механика упругих деформируемых систем. Часть.3. Динамическое воздействие нагрузок [Текст] / Ф. Л. Шевченко. – К.: ИСИО, 1993. – 184с. 5. А.с. 59745, МКИ⁷ В 23 D 77/02. Спосіб обробки циліндричних отворів двохступінчатим осьовим інструментом [Текст] / І.О. Малишко, О.Г. Татьянченко, В.В. Дядюшек. – Опубл. 15.09.2003. Бюл. №7.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ДИНАМИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ОСЕВОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Сергеечев З.С.

Представлен динамический расчет осевого инструмента с учетом характера его взаимодействия с элементами технологической системы и обрабатываемой деталью. Получена математическая модель позволяющая учесть конструктивные особенности и упругие свойства осевого инструмента.

ДИНАМІЧНА МОДЕЛЬ ОСЬОВОГО ІНСТРУМЕНТА ДЛЯ ЧИСТОВОЇ ОБРОБКИ ОТВОРИВ

Сергеечев З.С.

Представлений динамічний розрахунок осьового інструменту з урахуванням характеру його взаємодії з елементами технологічної системи і оброблюваної деталлю. Отримана математична модель дозволяє врахувати конструктивні особливості і пружні властивості осьового інструменту.

DYNAMIC MODEL OF THE ROUND-SHANK TOOL FOR FAIR OF HOLES MACHINING

Sergeyechev Z.S.

Dynamic calculation of the round-shank tool given the nature of its interaction with the elements of the technological system and workpiece. The mathematical model allows to take into account design features and the elastic properties of the round-shank tool.

Ключевые слова: осевой инструмент, рекуррентный коэффициент, динамическая модель, собственная частота, развертка.

Ключові слова: осьової інструмент, рекуррентний коефіцієнт, динамічна модель, власна частота, розвертка.

Keywords: round-shank tool, recurrent coefficient, dynamic model, natural frequency, reamer.

УДК 658.58

Коваленко Г.А., Шашко В.А.
ДГМА, г. Краматорск, Україна

ВОЗМОЖНОСТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ УПРАВЛЕНИЯ РЕМОНТНОЙ СЛУЖБОЙ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ В СОВРЕМЕННЫХ УСЛОВИЯХ ХОЗЯЙСТВОВАНИЯ

Введение

В современный период промышленного производства в Украине, который характеризуется остаточными явлениями финансово-экономического кризиса, укрепление положения промышленного предприятия и расширение его рыночных перспектив являются определяющими факторами устойчивости предприятия.

В отечественном промышленном производстве всё большую роль играет машиностроение, как одна из ведущих отраслей экономики. Важнейшей стратегической задачей в области отечественного машиностроения в настоящее время является ускоренное проведение реконструкции, модернизации оборудования предприятий и повышение качества продукции до соответствия требованиям мирового рынка.

Процесс машиностроительного производства в материально-товарном виде обеспечивается взаимодействием основного производства предприятия с его производственной инфраструктурой, важнейшей составляющей которой является ремонтное производство.

Проблемы организации ремонтно-технического обслуживания машин и оборудования, работающих на промышленных предприятиях, управления ремонтной службой и вопросы влияния уровня эффективности ремонтнообеспечения производства на качество производимой продукции рассматривались в научных работах Р.А.Акбердиной, В.В.Гранова, В.Г.Коновалова, Р.Н.Коллегаева, Н.А.Сафронова, С.И.Скоковой, Г.М.Скударя, С.Ф.Покропивного, Л.В.Тюленева Р.А.Фатхутдинова, Н.Г.Чумаченко и ряда других ученых и специалистов в области экономики и менеджмента промышленного производства.

Цель работы

Целью работы, проведенной при подготовке данной статьи, было определение особенностей и выработка предложений по совершенствованию управления ремонтной функцией производственной инфраструктуры машиностроительных предприятий в современных условиях хозяйствования.

Основная часть

Первостепенной задачей ремонтного производства является обеспечение бесперебойной и надежной работы действующего парка технологического оборудования, отвечающего требованиям технологии деталей с заданной точностью. При современном уровне технологической сложности используемого оборудования выполнение поставленной задачи может быть достигнуто только за счет высокоэффективной техники, технологии и высокой квалификации персонала. При этом следует учитывать, что использование перечисленных обязательных условий ведет к сокращению простоя оборудования при ремонте, повышению качества ремонтных работ, обеспечивающих его безотказную работу в послеремонтный период. Все это в значительной мере влияет на снижение затрат по содержанию действующего парка оборудования.

Современный менеджмент - это специфическая и определяющая структура всех и каждой организации [1]. В нынешних условиях развития экономики и бизнеса любое промышленное предприятие должно рассматриваться как бизнес-система, т.е новая модель управления предприятием, представляющая собой сложную продуцирующую систему. Она связывает воедино все бизнес-процессы, позволяющие промышленному предприятию выпускать продукцию, максимально удовлетворяющую индивидуальные потребности и

ожидания потребителей, отвечать на эти ожидания [2]. Бизнес-система способствует видоизменениям машиностроительной продукции, выпускаемой производителями с новыми ценностными характеристиками для потребителя.

Формируя представление о предприятии как о бизнес-системе, мы прежде всего ориентируемся на процессы его хозяйственной деятельности [3]. Управление промышленным предприятием необходимо осуществлять на основе бизнес-процессов. Вот почему ремонтнообеспечение машиностроительного производства важно рассматривать как бизнес-процесс, неотъемлемо входящий в бизнес-систему предприятия.

Проблему ремонта и обслуживания оборудования следует рассматривать, как неотъемлемую составляющую общей задачи обеспечения надежности всей производственной системы машиностроительного предприятия. Отказы оборудования, поломки и его простои не должны нарушать ход производственного процесса. Современное отечественное машиностроительное предприятие не сможет стать конкурентоспособным, если не обеспечит высокого уровня технической оснащенности оборудования, его надежности и постоянной готовности его к эксплуатации.

Результаты НТП и инновационной политики предприятия отражает организационно-технический уровень производства (ОТУРП), который определяется степенью соответствия уровня технологии и организации процессов в фирме существующим требованиям.

Показатели ОТУРП подразделяются на комплексные показатели, обобщающие (технического и организационного уровней производства продукции) и единичные.

При управлении организацией ремонтнообеспечения необходимо обратить особое внимание на повышение уровней механизации и автоматизации ремонтного производства, прогрессивности ремонтно-профилактических техпроцессов, специализации производства, кооперации производства, фондовооруженность труда работников предприятия, коэффициент сменности работы технологического оборудования.

При оценке ОТУРП главное - выбрать основные критерии и систему показателей, наиболее объективно отражающих существующий ОТУРП. Отбор таких показателей целесообразно проводить по двум критериям: связь ОТУРП с уровнем оценки основного производства; сравнение частных показателей ОТУРП с контрольными, определяющими требуемое состояние уровня развития технического обслуживания и ремонта (ТОиР) оборудования по всем звеньям ремонтного производства. Оценка ОТУРП целесообразно проводить на основе количественной и качественной информации об оборудовании, уровне механизации и объеме ремонтных работ. На рис. 1 отображена взаимосвязь показателей, характеризующих экономическую оценку работы ремонтной службы машиностроительного предприятия.

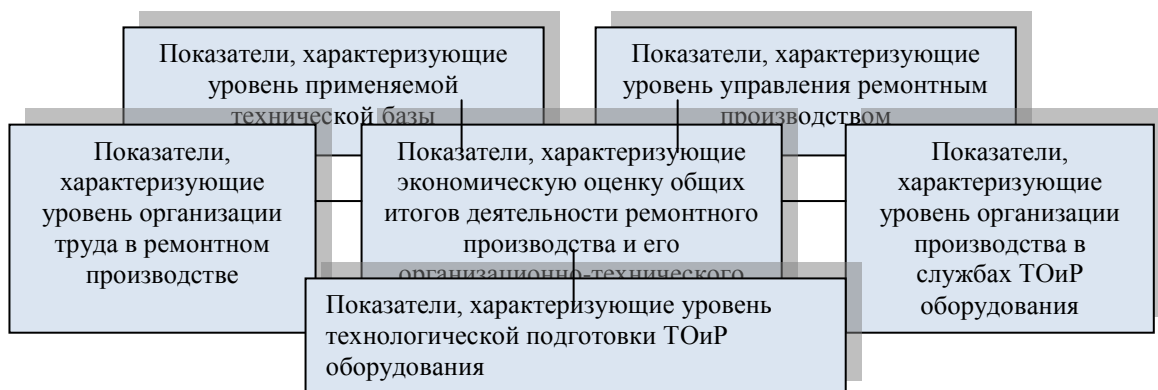


Рис. 1 – Схематическая оценка ОТУРП по группам показателей

В современных условиях хозяйствования, когда еще довольно сильны остаточные проявления финансово-экономического кризиса, ремонтная служба, как важнейшая

составляющая производственной инфраструктуры машиностроительного предприятия , также должна претерпеть существенные изменения. Задачу совершенствования управления производством на высоком современном уровне можно решить путем создания автоматизированной системы управления ремонтно-техническим обслуживанием.

В качестве основных задач, которые в дальнейшем должна решать автоматизированная система управления ремонтно-техническим обслуживанием, можно определить следующее:

1 Достижение постоянной нормальной работоспособности оборудования за счет своевременного и качественного проведения профилактических ремонтов.

2 Сокращение затрат времени, расходов материалов на техобслуживание и ремонт.

3 Сокращение сроков простоя оборудования во внеплановых ремонтах.

Автоматизированная система управления ремонтно-техническим обслуживанием, на наш взгляд, должна включать модули, перечень которых дан на рис. 2.

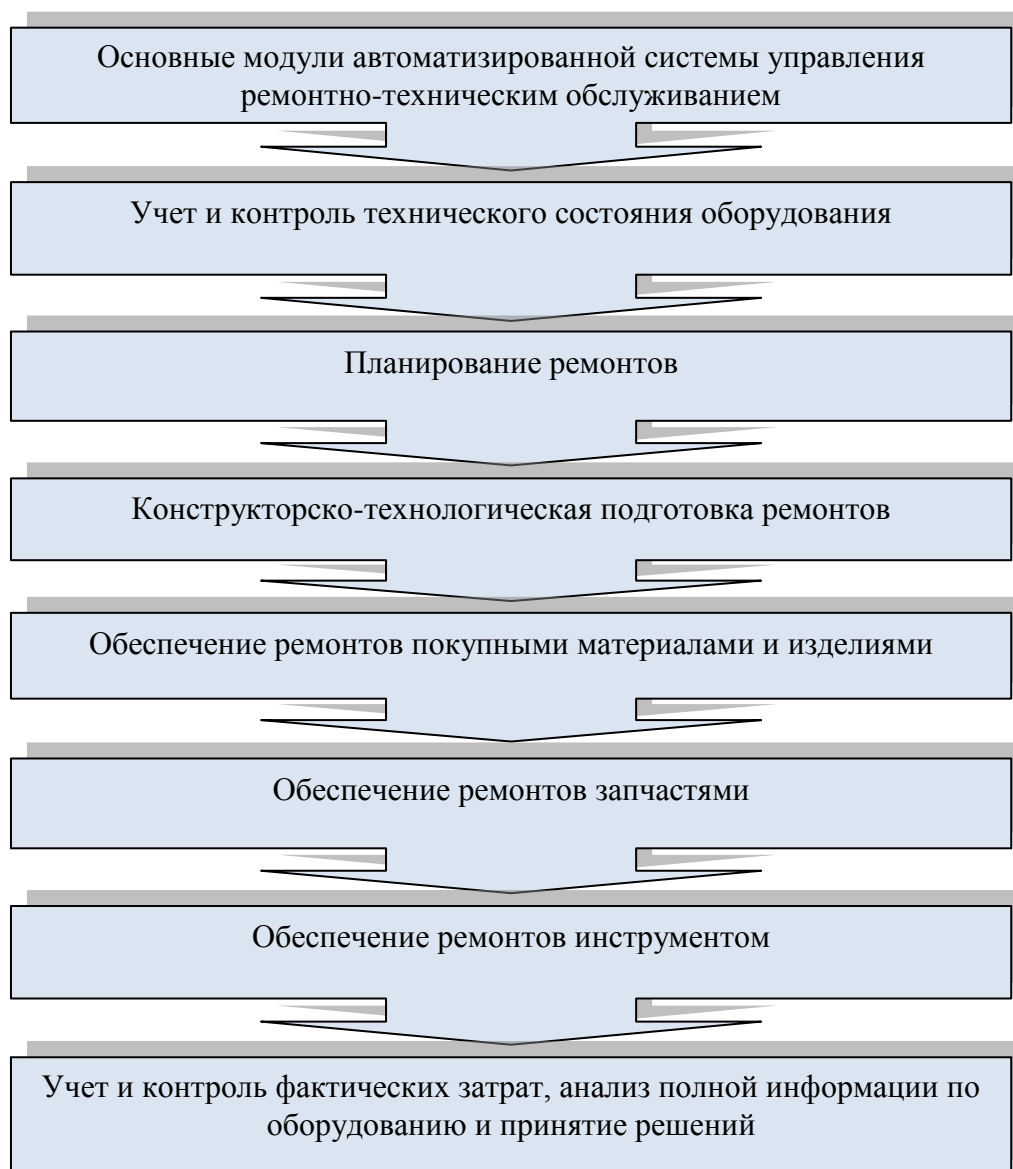


Рис. 2 – Состав АСУ управления ремонтно-техническим обслуживанием

Опыт создания интегрированной системы финансово-экономического управления бизнес-процессами на отечественных машиностроительных предприятиях уже имеет место [5].

Анализ информационных систем предприятий промышленности свидетельствует о том, что подразделения ремонта и техобслуживания оборудования существенно отстают от основного производства [4].

Создание информационной системы ремонтного производства должно обеспечить:

1. В области совершенствования организационно-экономического управления ремонтным производством:

- внедрение компьютерной интегрированной системы планирования, учета и анализа себестоимости и рентабельности ТОиР оборудования предприятия;

- внедрение комплексной системы управления финансами, предусматривающей планирование, учет и контроль доходов и расходов;

- внедрение системы "быстрый маркетинг", обеспечивающей оперативную проработку запросов основного производства по доведению оборудования до соответствующих норм точности;

- разработку и внедрение компьютерной системы управления качеством проведения ремонтов оборудования и его технического обслуживания, обеспечивающей гарантированное качество проведения ТОиР;

- разработку и внедрение системы информационного обеспечения руководителей и специалистов ремонтного производства в режиме прямого доступа в корпоративную информационную систему завода для оперативного управления;

- разработку и внедрение систему оперативной связи с основными службами-партнерами ремонтного производства (ОГТ, ОГЭ и др.);

- совершенствование и развитие компьютерной системы обеспечения внешнеторговой деятельности ремонтного производства.

2. В области конструкторско-технологической подготовки ремонтного производства:

- произвести компьютеризацию системы обработки, хранения, тиражирования и выдачи в производство конструкторско-технологической документации для ТОиР оборудования;

- разработать и внедрить компьютерную технологию технологической подготовки ТОиР оборудования, обеспечивающую оптимизацию технологических маршрутов, сокращения времени проектирования и изготовления запасных частей, минимизацию затрат, достижение необходимых качественных параметров.

3. В области совершенствования управления производством и технологическими процессами:

- разработать и внедрить компьютерную систему, охватывающую управление технической подготовкой ремонтного производства, ресурсного обеспечения, изготовления запасных частей;

- модернизировать технологическое оборудование, определяющее качество проведения капитальных ремонтов оборудования, за счет оснащения его современными автоматизированными средствами управления.

Кроме того, предлагается создать информационную систему ремонтного хозяйства предприятия, основными задачами которой должны стать:

- внедрение компьютерной интегрированной системы планирования, учета и анализа себестоимости и рентабельности ТОиР оборудования предприятия;

- внедрение комплексной системы управления финансами, предусматривающей планирование, учет и контроль доходов и расходов;

- внедрение системы "быстрый маркетинг", обеспечивающей оперативную проработку запросов основного производства по доведению оборудования до соответствующих норм точности;

- разработку и внедрение компьютерной системы управления качеством проведения ремонтов оборудования и его технического обслуживания, обеспечивающей гарантированное качество проведения ТОиР;

- разработку и внедрение системы информационного обеспечения руководителей и специалистов ремонтного производства в режиме прямого доступа в корпоративную информационную систему завода для оперативного управления;
- разработку и внедрение систему оперативной связи с основными службами-партнерами ремонтного производства (ОГТ, ОГЭ и др.);
- совершенствование и развитие компьютерной системы обеспечения внешнеторговой деятельности ремонтного производства.
- произвести компьютеризацию системы обработки, хранения, тиражирования и выдачи в производство конструкторско-технологической документации для ТОиР оборудования;
- разработать и внедрить компьютерную технологию технологической подготовки ТОиР оборудования, обеспечивающую оптимизацию технологических маршрутов, сокращения времени проектирования и изготовления запасных частей, минимизацию затрат, достижение необходимых качественных параметров;
- разработать и внедрить компьютерную систему, охватывающую управление технической подготовки ремонтного производства, ресурсного обеспечения, изготовления запасных частей;
- модернизировать технологическое оборудование, определяющее качество проведения капитальных ремонтов оборудования, за счет оснащения его современными автоматизированными средствами управления.

Совершенствование управления ремонтной службой современного машиностроительного предприятия невозможно без материального стимулирования работников ремонтного производства. По результатам исследования, проведенного в ремонтных службах нескольких ведущих машиностроительных предприятий Донецкой области была построена корреляционная зависимость, раскрывающая возможности варьирования численностью работников, занятых в ремонтном хозяйстве предприятия и объемами ремонтных работ.

Как известно, фонд оплаты труда зависит от среднесписочной численности работников и выпуска товарной продукции в сопоставимых ценах. Исходя из этого была построена модель зависимости фонда оплаты труда от среднесписочной численности работников и выпуска товарной продукции в сопоставимых ценах.

Система нормальных уравнений имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} n * a_0 + a_1 * \sum x_1 + a_2 * \sum x_2 = \sum Y; \\ a_0 * \sum x_1 + a_1 * \sum x_1^2 + a_2 * \sum x_1 * x_2 = \sum x_1 * Y; \\ a_0 * \sum x_1 + a_1 * \sum x_1 * x_2 + a_2 * \sum x_2^2 = \sum x_2 * Y. \end{array} \right. \quad (1)$$

По данным о фонде оплаты труда (Y), выпуске товарной продукции в сопоставимых ценах (X1) и средней численности работников (X2) определена зависимость между признаками.

Система нормальных уравнений, полученных по расчетным данным имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} 12a_0 + 52118a_1 + 5399a_2 = 11670; \\ 52118a_0 + 228183961a_1 + 11670a_2 = 50214155; \\ 5399a_0 + 11670a_1 + 2429101a_2 = 5174250. \end{array} \right. \quad (2)$$

По результатам расчетов получили следующее уравнение регрессии:

$$\hat{Y}_x = 949.216 + 0.00325X1 + 0.0203X2 \quad (3)$$

Из уравнения регрессии следует, что при увеличении средней численности персонала и выпуска товарной продукции фонд оплаты труда возрастает.

Для того, чтобы определить степень влияния каждого фактора необходимо рассчитать коэффициенты эластичности, которые показывают, на сколько процентов в среднем изменится значение результативного признака при изменении факторного признака на 1%.

Коэффициент эластичности в зависимости от средней численности работников составил 1,1%, а коэффициент эластичности в зависимости от среднего выпуска товарной продукции – 1,5%.

Таким образом, при увеличении средней численности персонала занятого в ремонтном производстве машиностроительных предприятий на 1% фонд оплаты труда увеличивается на 1,1%, а при увеличении объема выпуска товарной продукции на 1% фонд оплаты труда увеличится на 1,5%. При постоянном фонде оплаты труда для увеличения объемов производства целесообразно увеличить среднюю численность работников, но увеличение средней численности приведет к снижению средней заработной платы. В связи с этим, руководителям предприятий следует обратить внимание на улучшение системы мотивации персонала, занятого ремонтными работами.

Выводы

Проблемы эффективного развития предприятия являются актуальными в любых условиях функционирования экономики. Поэтому все рассмотренные возможности совершенствования организации и управления ремонтным обслуживанием на современном машиностроительном предприятии дают представление об основных задачах, стоящих сегодня перед ремонтной службой, являющейся источником резервов повышения эффективности производства.

Особого внимания заслуживают вопросы использования в организации производственного процесса ремонта оборудования компьютерной техники, позволяющей автоматизировать все подготовительные процессы и создание модуля управления ремонтно-техническим обслуживанием в составе информационной корпоративной системы управления предприятием. Соответственно, одну из задач управления процессами технического обслуживания и ремонта промышленного оборудования можно сформулировать как повышение уровня информатизации и автоматизации методов управления ремонтным обеспечением современного промышленного предприятия.

Литература: 1. Друкер, Питер Ф. Задачи менеджмента в XXI веке. : Пер. с англ. : Уч. пос. – М.: Издательский дом “Вильямс”, 2001 – 272 с. 2. Коваленко Г.А., Ковалевский С.В. Корпоративное управление: Учеб. пособие. - Управление изменениями и развитием, строительство будущего фирмы.-Краматорск, ДГМА, 2004.-119 с. 3. Козаченко А.В., Ляшенко А.Н., Ладько И.Ю. и др. Управление крупным предприятием. – Монография. – К.: Либра, 2006. -384 с. 4. Кучинский В А.Совершенствование организационных основ управления ремонтно – техническим обслуживанием оборудования // Бизнесинформ, №2(3), 2009. С. 108 – 113 5. Панков В.А. Управление стоимостью наукоемкого машиностроительного предприятия: теория и практика. – К.: Наукова думка, 2003. – 424 с 6. Шехватов Д. Эволюция систем управления техобслуживанием и ремонтами./ Шехватов Д.// Оборудование - №2 – 2004

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ВОЗМОЖНОСТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ УПРАВЛЕНИЯ РЕМОНТНОЙ
СЛУЖБОЙ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ В СОВРЕМЕННЫХ
УСЛОВИЯХ ХОЗЯЙСТВОВАНИЯ

Коваленко Г.А., Шашко В.А.

Рассматриваются основные направления совершенствования управления ремонтным обслуживанием машиностроительных предприятий.

МОЖЛИВОСТІ УДОСКОНАЛЕННЯ УПРАВЛІННЯ РЕМОНТНОЮ СЛУЖБОЮ
МАШИНОБУДІВНИХ ПІДПРИЄМСТВ В СУЧАСНИХ УМОВАХ ГОСПОДАРЮВАННЯ

Коваленко Г.О., Шашко В.О.

Розглянуті основні напрями удосконалення управління ремонтним обслуговуванням машинобудівних підприємств.

OPPORTUNITIES FOR IMPROVING THE MANAGEMENT OF ENGINEERING REPAIR
SERVICE COMPANIES IN THE CURRENT ECONOMIC CONDITIONS

Kovalenko G., Shashko V.

The article explores the main directions of improving the management of maintenance services of enterprises.

Ключевые слова: управление, ремонт, машиностроительное предприятие

Ключові слова: управління, ремонт, машинобудівне підприємство

Key words: management, maintenance, engineering enterprise

УДК 621.91

Глоба О.В. Кульбачний О.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ МЕТОДОМ КІНЦЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ В СЕРЕДОВИЩІ DEFORM 3D

Вступ

В машинобудуванні більша частина виробів обробляється різанням. У багатьох випадках працездатність деталей визначається якістю обробки. В силу складного характеру явищ, що відбуваються при обробці деталей різанням, загальна теорія цього процесу на сьогоднішній день відсутня, оскільки методики, які використовуються для проектування процесів різання, являються емпіричними і не відповідають сучасним вимогам. У зв'язку з цим, розробка нових технологічних процесів різанням вимагає проведення великого обсягу експериментальних досліджень. Уникнути цього можна застосовуючи сучасні системи автоматизованого моделювання технологічних процесів, які використовують чисельних методів, зокрема метод кінцевих елементів.

Основна частина

В основу методу скінченних елементів покладена дискретизація досліджуваної області елементарними геометричними фігурами – скінченними елементами – у вигляді трикутників і чотирикутників на площині; тетраєдрів і паралелепіпедів у просторі. Незважаючи на те, що форма елементів може бути досить довільною, а їх ребра не обов'язково відрізками прямих, усі скінченні елементи досліджуваної області пов'язані між собою у вузлах. Саме через значення невідомих у цих вузлах будується аналітичний вираз для визначення значень переміщень, деформацій, напружень і температур у будь-якій внутрішній точці області скінченного елемента, а отже, і всієї досліджуваної області. Диференціюючи ці вирази для кожного елемента і підставляючи їх у вихідну систему диференціальних рівнянь, одержують систему рівнянь щодо невідомих значень у вузлових точках.[2]

Одним із загальноновизнаних світових лідерів в області автоматизованого моделювання процесу обробки є пакет DEFORM, розроблений компанією Scientific Forming Technologies Corporation (США). DEFORM використовують зокрема для моделювання процесів різання.

DEFORM - потужна система моделювання технологічних процесів, призначена для аналізу тривимірного поведінки металу при різних процесах обробки. Програма надає важливу інформацію про поведінку матеріалу і розподілі температур під час процесу обробки.

DEFORM дозволяє моделювати такі процеси як: кування, гаряче, напівгаряче і холодне штампування, пресування, прокатка, витяжка і багато інших процесів. Інтерфейс програми простий і зручний, не вимагає тривалого вивчення.

Автоматичний сітковий генератор DEFORM будує оптимізовану кінцево-елементну сітку, згущуючи її в найбільш критичних зонах. Завдяки цьому з системою можуть працювати навіть користувачі без досвіду роботи з кінцево-елементними системами. Крім того, користувач має можливість самостійно налаштовувати щільність сітки, розподіл її елементів по перетину і параметри її автоматичного перестроювання.[1]

В програмі є декілька варіантів створення моделі процесу різання: з використанням «препроцесору» - універсальній інструментарій для створення моделей будь яких видів обробки; з використанням шаблону – для найбільш розповсюджених операцій обробки, таких як точіння, свердління, фрезерування та ін., були розроблені спеціальні майстри, які покроково допоможуть створити модель процесу, допоможуть підібрати сітку, вибрати правильне позиціонування інструменту відносно заготовки... Моделі заготовки і ріжучого інструменту можна імпортувати, попередньо створивши їх у будь-якій системі тривимірного моделювання, або використати бібліотеку програми і вибрати моделі звідти.

Для визначення достовірності результатів моделювання процесу різання у програмі, буде розглянуто моделювання процесу свердління.

Оскільки при свердлінні має місце складний, об'ємно напружено-деформований стан заготовки, то при свердлильному експерименті доцільно використовувати модуль тривимірного моделювання DEFORM 3D.

В якості заготовки було обрано пластину за сталі – Сталь 20. На Рис.1 представлена модель заготовки.

Для зменшення часу на моделювання були зроблені певні спрощення, розглядається тільки фрагмент(сектор) заготовки та різального інструменту.

В ролі інструменту було вибрано свердло зі стандартної бібліотеки програми, на Рис.2 зображена його модель і геометричні параметри. Матеріал свердла – інструментальну сталь P6M5.

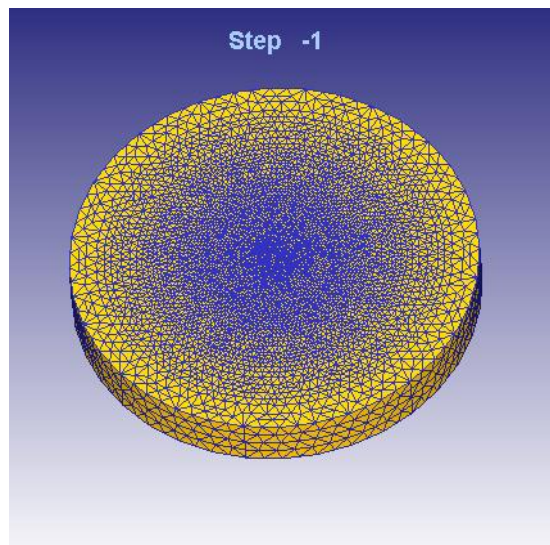


Рис. 1 - 3D модель заготовки

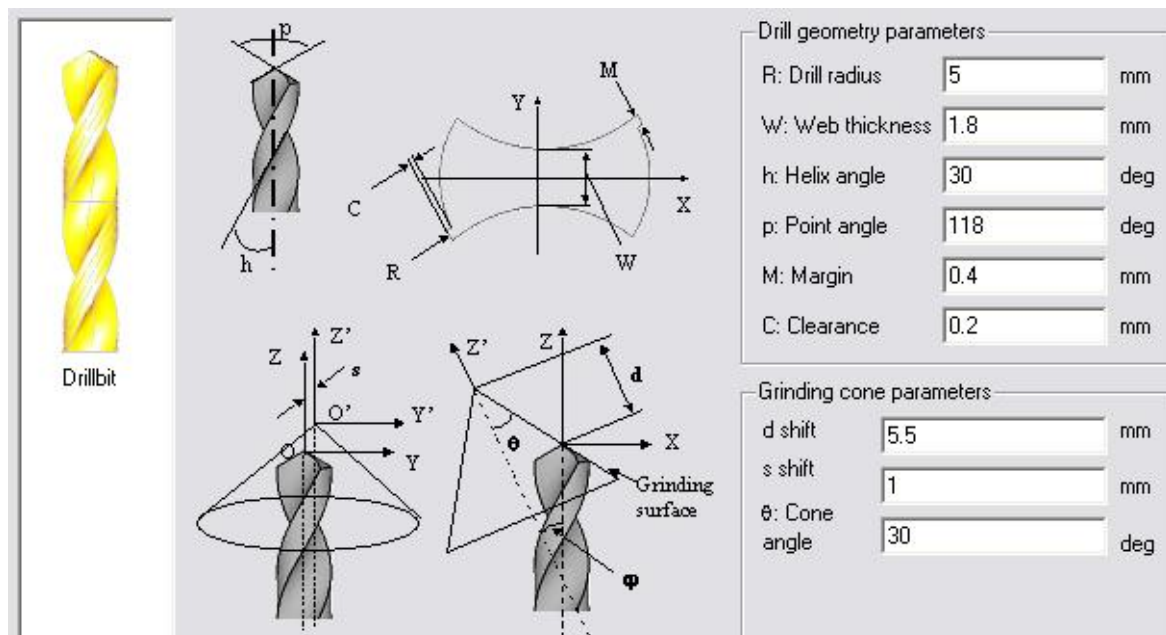


Рис. 2 - Модель і геометричні параметри свердла

На рис.3 приведено алгоритм введення першочергових даних, що визначатимуть перебіг процесу різання у часі.

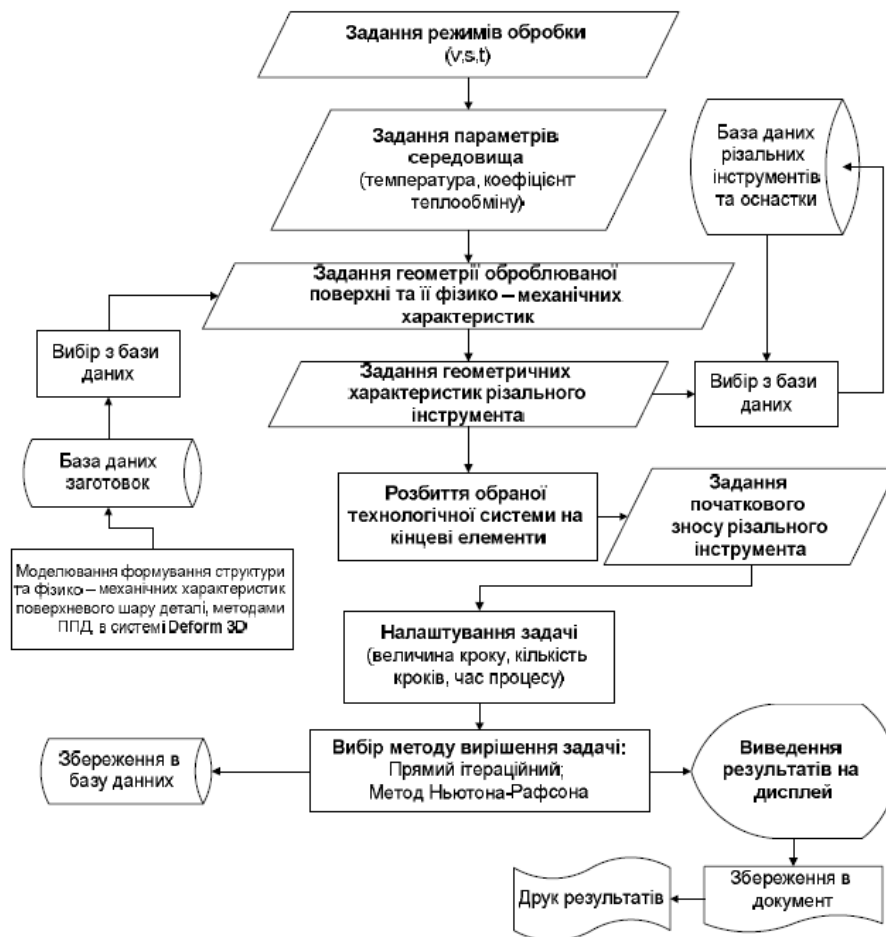


Рис.3 - Схема роботи алгоритму з моделювання процесу різання

Для моделювання процесу свердління, були вибрані з довідника [3] наступні режими різання:

$$V = 19 \text{ м/хв.}, S = 0,35 \text{ мм/об.}, n=600\text{об/хв.}$$

Використовуючи формули, які також наведені в довіднику[3], розраховано величину осьової сили, виникаючої під час процесу обробки.

$$P_0=3200\text{Н}$$

На рис. 4 приведено схему, з переліком даних, які можна отримати в результаті моделювання.



Рис.4 – Перелік вихідних даних моделювання

Для перевірки правильності результатів, отриманих в процесі моделювання в програмі, був проведений наочний експеримент, з такими ж вихідними даними, як і були задані для програми, а саме:

- матеріал заготовки – Сталь 20,
- інструментальний матеріал – P6M5,
- режими різання: $V = 19$ м/хв., $S = 0,35$ мм/об., $n=600$ об/хв.

В результаті експерименту було виконано порівняння характеру стружкоутворення, отриманий при моделюванні і при реальній обробці. На Рис.5, зображена модель, отримана в програмі, а на Рис. 6 – зразки стружки, отриманою під час експерименту. Характер стружки, що при експерименті, що в моделі – однаковий, а це свідчить, про правильність розрахунків програми.

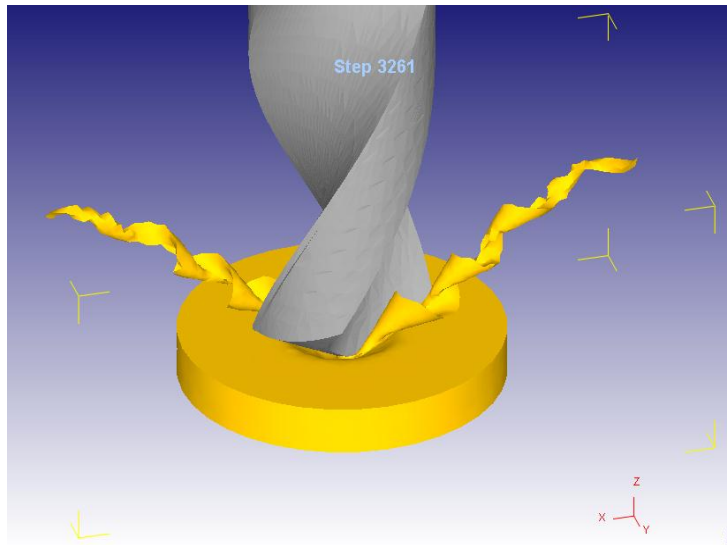


Рис.5 - Модель процесу свердління



Рис.6 - Зразки стружки, отриманої під час експерименту

На Рис.7 представлені зображення результатів моделювання, а саме - розподілення нормальних напружень, температурних полів у зоні різання, та величину деформації стружки під час обробки заготовки свердлінням.

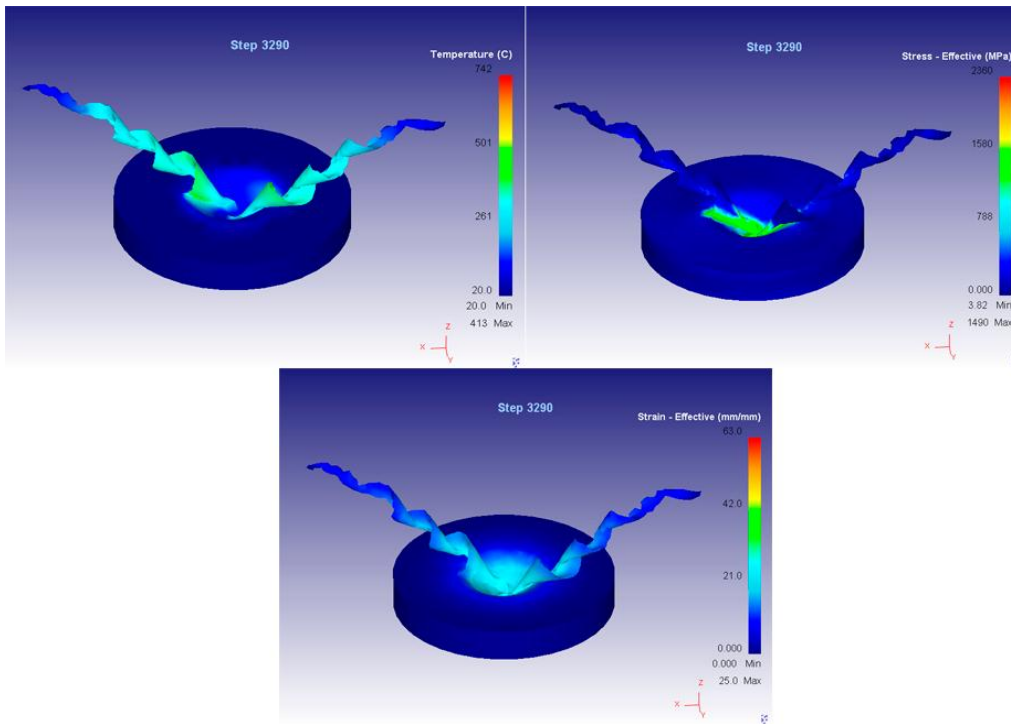


Рис.7 - Температурні поля у зоні різання, нормальні напруження, величина деформації стружки

Величина осьової сили, зображена на рис.9

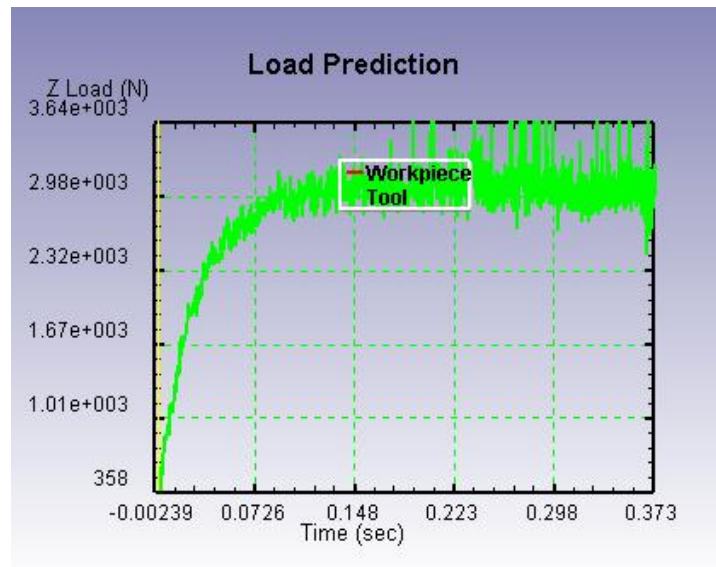


Рис.9 – Значення осьової сили

Як бачимо з графіку на рис.9, значення осьової сили, отримане моделюванням у програмі DEFORM, мало відрізняється від значень отриманих аналітичним обрахунком, а це свідчить, про адекватність отриманих результатів.

Висновки

В роботі було виконано моделювання процесу свердління, отримані значення сил, температур, напружень і багато інших характеристик, які виникають в процесі механічної обробки. Порівнюючи результати, отримані під час моделювання з аналітичними розрахунками і результатами експериментів, можемо зробити висновки про, що програма DEFORM дає результати, близько до реальних.

Все це дає нам можливість використання даного програмного продукту для моделювання більш складних задач, таких як – дослідження впливу геометрії інструменту на характер обробки матеріалу, дослідження обробки багатшарового матеріалу, такого як композиційні матеріали, саме ці теми є дуже актуальними на сучасному етапі розвитку промисловості.

Використання такого роду програмних продуктів дає можливість заощадити багато часу і грошей, потрібних для створення нових конструкції інструментів і дослідження процесу їх роботи.

Література: 1. Deform-3D. Template manual. 2. *Криворучко Д.В.* Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінченних елементів: навчальний посібник/ *Д.В. Криворучко, В.О. Залого, В.Г. Корбач.* – Суми: Вид-во СумДУ, 2009. – 208 с. 3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под. ред. *А.Г. Косиловой и Р.К. Мецеракова.* – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. 496 с., ил.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

Глоба А.В., Кульбачный А.В.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В СРЕДЕ DEFORM 3D

Выполнено моделирование процесса сверления в программе DEFORM 3D, получены значения сил резания, величины пластических деформаций, значения температур в зоне резания и другие важные характеристики. Произведено сравнение результатов моделирования с аналитическими расчетами и результатами экспериментов.

Глоба О.В. Кульбачний О.В.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ МЕТОДОМ КІНЦЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ В СЕРЕДОВИЩІ DEFORM 3D

Виконано моделювання процесу свердління в програмі DEFORM 3D, отримані значення сил різання, величини пластичних деформацій, значення температур в зоні різання й інші важливі характеристики. Проведено порівняння результатів моделювання з аналітичними розрахунками та результатами експериментів.

Globa, AV, AV Kulbachny

MODELING OF CUTTING THE METHOD OF FINITE ELEMENTS IN THE ENVIRONMENT DEFORM 3D

The process of drilling was simulate in the program DEFORM 3D, got meaning of cutting forces, magnitude of plastic deformation, meaning of the temperature in cutting zone and other important characteristics. The comparison of the results of simulation is made with analytical counting's and results of experiment.

Ключевые слова: сверло, моделирование, процесс резания, метод конечных элементов, деформация, температура.

Ключові слова: свердло, моделювання, процес різання, метод кінцевих елементів, деформація, температура.

Key words: drill, simulation, the cutting process, the finite element method, strain, temperature.

УДК 621.9

Гринёв Ю.А., Царенко Е.Н.
ДонНТУ, г. Донецк, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ УНИВЕРСАЛЬНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ С ПОВОРОТНОЙ РАБОЧЕЙ ЧАСТЬЮ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Введение

Большинство машиностроительных предприятий работает в условиях единичного и мелкосерийного производства. В данных условиях конкурентоспособность предприятия определяется скоростью перехода с выпуска одного типа продукции на другой. Значит, оборудование и инструмент, которыми оснащено производство, должны обладать высокой степенью гибкости. К такому инструменту относятся универсальные токарные резцы с поворотной рабочей частью. Универсальность данного инструмента достигается за счет возможности установки на одну державку режущих пластин с различным числом граней и их поворота относительно державки на необходимые главные углы в плане.

Одним из основных критериев качества механической обработки является шероховатость обработанной поверхности, которая оказывает влияние на безотказность и долговечность деталей машин. При этом не известно каким образом влияют на шероховатость обработанной поверхности конструктивные особенности универсальных токарных резцов.

В связи с этим целью работы является определение влияния особенностей универсальных резцов на шероховатость обработанной поверхности и ее сравнение с шероховатостью обработанной поверхности при точении стандартными сборными резцами.

Основная часть

Обработку образцов цилиндрической формы диаметром 35 мм, длиной 200 мм из стали 45 с твердостью HB 186 – 192 проводили на станке с ЧПУ модели 16A20Ф3, оснащенный восьмипозиционной поворотной головкой. В качестве режущего инструмента использовали комплект стандартных резцов MSDNR 25 25 150 16 (3 шт.); комплект универсально-сборных резцов с креплением поворотной режущей части штифтом и клином (3 шт.) (рис. 1) комплект универсально-сборных резцов с креплением поворотной рабочей части штифтом (3 шт.) (рис. 2). Для закрепления режущих пластин на державках и державок в резцедержателе использовали динамометрический ключ, а для измерения параметров шероховатости обработанной поверхности – профилометр модели 296.

В процессе однофакторного эксперимента осуществлялось изменение подачи в диапазоне 0,15...0,55 мм/об для каждого угла в плане (45°, 60°, 75°) при глубине резания $t = 1$ мм и скорости резания $v = 120$ м/мин.



Рис.1 – Резец с креплением поворотной рабочей части штифтом и клином



Рис.2 – Резец с креплением поворотной рабочей части штифтом

Перед экспериментом предварительно обработанные образцы закрепляли в патроне и поджимали центром задней бабки. Режущий инструмент с необходимой геометрией закрепляли в револьверной головке с вылетом 35 мм, при этом закрепляли каждый винт резцедержателя с усилием на динамометрическом ключе 50 Н.

Обработку образца вели с подачами: 0,15; 0,21; 0,33; 0,55 мм/об с длиной обрабатываемых участков на каждой подаче - 20 мм. Эксперимент при обработке исследуемыми инструментами повторяли три раза. При каждом эксперименте устанавливали новый обрабатываемый образец и обработку вели новой вершиной многогранной неперетачиваемой пластины (МНП).

При измерении среднего арифметического отклонения профиля Ra , обработанные образцы устанавливали в призму на столе профилометра и измеряли Ra на участках, обработанных на одной подаче, в трех сечениях, расположенных под углом 120°.

Результаты экспериментов были подвергнуты статистическому анализу с целью определения однородностей выборок, определения средневзвешенной дисперсии и 95% доверительного интервала на средние величины исследуемых факторов.

Исследованиям по влиянию устанавливаемых углов в плане на шероховатость обработанной поверхности предшествовали эксперименты, при которых сопоставлялись стандартные резцы с универсально-сборными на предмет влияния их конструктивных особенностей на шероховатость обработанной поверхности.

В результате первой части эксперимента была получена информация о величинах шероховатости обработанных деталей при использовании комплектов (по 3 резца в каждом) резцов стандартной конструкции, универсально-сборных резцов (см. рис. 1) и универсально-сборных резцов усовершенствованной конструкции (см. рис. 2). При этом на универсально-сборных резцах устанавливали МНП квадратной формы и главный угол в плане, равный 45°.

Полученные экспериментальные данные подвергали статистической обработке, в ходе которой определяли однородность средних значений шероховатости, полученных на одной подаче, и однородность соответствующих дисперсий при точении отдельным резцом комплекта; проверяли однородность средних значений шероховатости, полученных для одинаковой подачи, и соответствующих дисперсий при точении различными резцами комплекта инструмента; а также проверяли однородность средневзвешенных дисперсий шероховатости обработанной поверхности при обработке комплектом инструмента для различных значений подачи.

Как показали исследования, данные, полученных при исследовании комплектов резцов стандартной, универсальной и универсальной усовершенствованной конструкций, на всех этапах статистической обработки оказались однородными. Вследствие этого мы смогли оценивать результаты эксперимента с помощью соответствующих средних величин, рассчитанных по данным всего комплекта, и средневзвешенной дисперсии, а, в дальнейшем,

для оценки характеристик исследуемого инструмента использовать лишь один инструмент комплекта.

Зависимость величины шероховатости обработанной поверхности от подачи при обработке резцами различных конструкций, построенная по результатам статистической обработки данных экспериментальных исследований, представлена на рисунке 3.

Значения шероховатости обработанной поверхности, соответствующие одинаковой величине подачи, при точении резцами различной конструкции являются неоднородными, но разница между максимальным и минимальным значениями не превышает 25% и составляет: для подачи 0,15 мм/об – 19,99%, для подачи 0,21 мм/об – 12,87%, для подачи 0,33 мм/об – 5,23%, для подачи 0,55 мм/об – 4,85%. При этом значения максимальной и минимальной шероховатости, полученные при определенной подаче, принадлежат поверхностям деталей, обработанных резцами разных конструкций.

В дальнейшем проводили исследования влияния величины установленного главного угла в плане на шероховатость обработанной поверхности. Так как предыдущие исследования показали, что при обработке резцами из соответствующего комплекта величины шероховатости обработанной поверхности однородны, то обработку вели одним резцом из комплекта универсально-сборных резцов базовой конструкции и одним резцом из комплекта универсально-сборных резцов усовершенствованной конструкции.

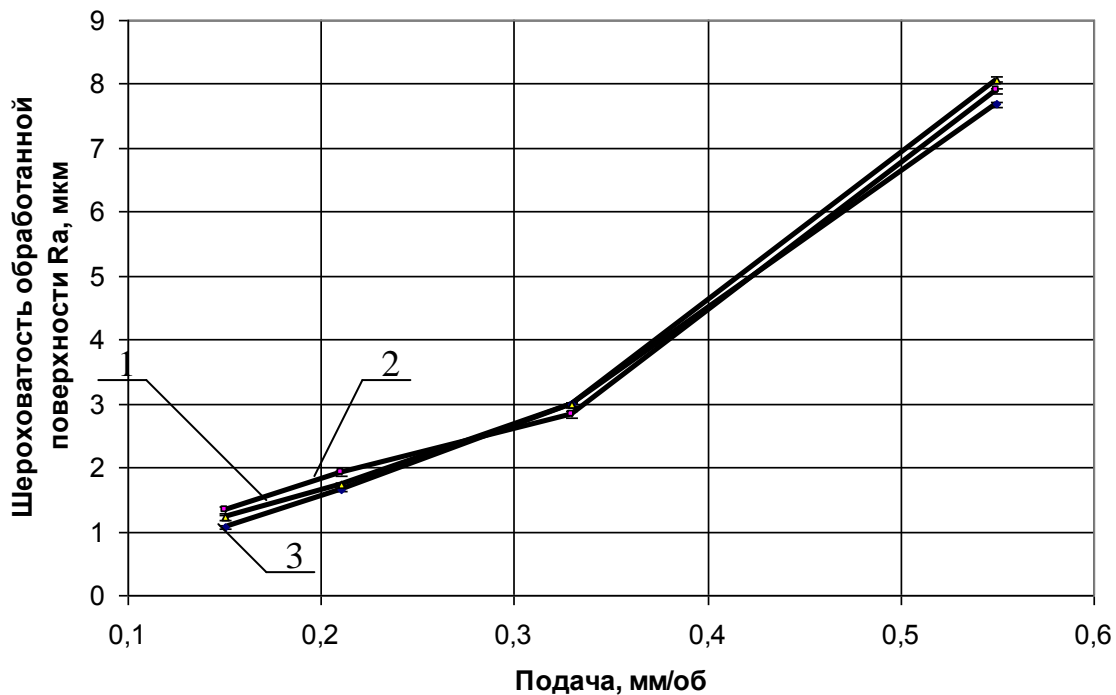


Рис. 3. Шероховатість обработанной поверхности при точении с различными подачами:
 1 – резцами стандартной конструкции; 2 – универсальными резцами базовой конструкции;
 3 – универсальными резцами усовершенствованной конструкции

Данные, полученные в результате экспериментальных исследований, подвергли статистической обработке и по ним построили графические зависимости шероховатости обработанной поверхности от величины установленного главного угла в плане (рис. 4).

Как видно из рисунка 4, зависимости не имеют общего характера, и их вид изменяется в зависимости от величины подачи и конструкции инструмента.

При этом разница между максимальной и минимальной величинами шероховатости при обработке определенной конструкцией резца в зависимости от величины подачи не превышает 30 процентов и составляет: 22,6% и 13,94% (см. рис. 5.24, а); 28,91% и 11,87% (см. рис. 5.24, б); 4,99% и 5,67% (см. рис. 5.24, в); 3,15% и 3,31% (см. рис. 5.24, г),

соответственно, при обработке универсально-сборными резцами усовершенствованной и базовой конструкций. Так как данная величина разницы соизмерима с разницей между величинами шероховатости, измеренными в различных сечениях участка одной детали, обработанного с определенной подачей, то будем считать, что изменение главного угла в плане в рассматриваемом диапазоне существенно не влияет на величину шероховатости обработанной поверхности (см. рис. 4 и рис. 5). Исходя из информации рисунка 5, можно сделать вывод, что и тип конструкции универсально-сборного резца с поворотной рабочей частью не влияет на величину шероховатости обработанной поверхности. В связи с этим, величину шероховатости обработанной поверхности при точении универсально-сборными резцами будем оценивать с помощью средних значений, полученных по данным экспериментальных исследований универсально-сборных резцов базовой и усовершенствованной конструкций.

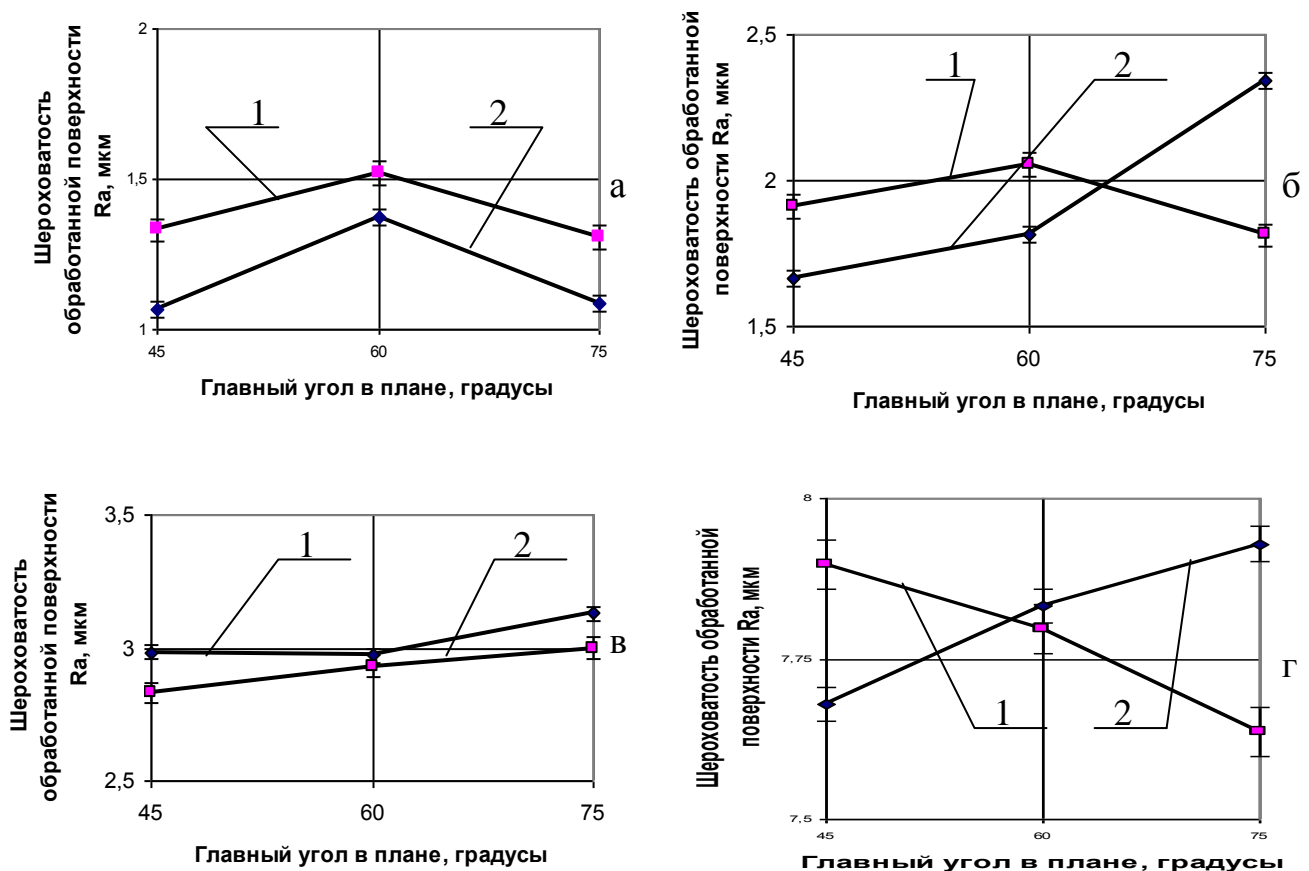


Рис. 4 – Влияние главного угла в плане на шероховатость обработанной поверхности при точении резцами базовой 1 и усовершенствованной 2 конструкций:

а – подача $s = 0,15$ мм/об; б - подача $s = 0,21$ мм/об; в - подача $s = 0,33$ мм/об;
г - подача $s = 0,55$ мм/об

Статистическая обработка экспериментальных данных показала, что дисперсии величин шероховатости, полученных в результате точения с различными (45° , 60° , 75°) углами в плане резцом определенной конструкции, однородны.

Это дает право при сравнении усредненных экспериментальных данных с расчетными использовать величину доверительного интервала $\Delta = \pm 0,118$ мкм, рассчитанную с помощью средневзвешенной дисперсии $S_{св} = 0,007128$ мкм².

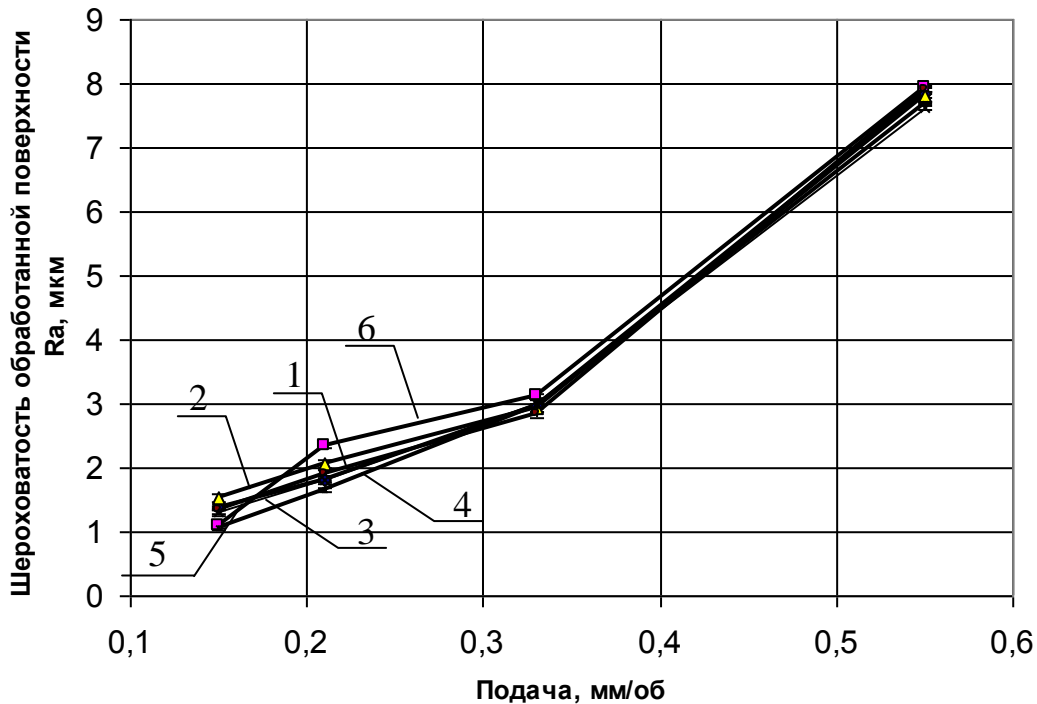


Рис. 5 - Влияние величины подачи на шероховатость обработанной поверхности при точении
 - универсальной базовой конструкцией : 1 - $\varphi = 45^\circ$; 2 - $\varphi = 60^\circ$; 3 - $\varphi = 75^\circ$;
 - универсальной усовершенствованной конструкцией: 4 - $\varphi = 45^\circ$; 5 - $\varphi = 60^\circ$; 6 - $\varphi = 75^\circ$

Проведем сравнение полученных экспериментальных данных с расчетными и рекомендуемыми справочной литературой (рис. 6).

Расчет величины шероховатости обработанной поверхности согласно рекомендациям [1] проводили с помощью формул

$$Ra = 0,2h;$$

и $Ra = 0,2Rz,$

где h – высота неровностей, рассчитанная по предложенным нами в работе [2] зависимостям (кривая 2 на рис. 6); Rz – высота неровностей, рассчитанная по формулам из работы [1] (кривая 3 на рис. 6).

Кривая 4 (см. рис. 6) построена с помощью рекомендаций работы [3], которые согласуются со значениями из работы [4], рекомендуемыми для точения сборным твердосплавным инструментом без охлаждения на станках с ЧПУ, и использовались при назначении величин подач в процессе экспериментальных исследований.

Как видно из рисунка 6, кривые 1, 2 и 3 имеют похожий вид, а кривые 2 и 3 являются практически эквидистантами.

Несовпадение между собой кривых 2 и 3 вызвано тем, что кривая 2 получена расчетом по предложенным зависимостям, исходя из допущения о том, что доминирующее влияние на формирование шероховатости обработанной поверхности оказывают геометрические параметры инструмента и величина подачи, а кривая 3 рассчитана по формулам, учитывающим физико-механические свойства обрабатываемого материала, жесткость технологической системы, температуру в зоне резания.

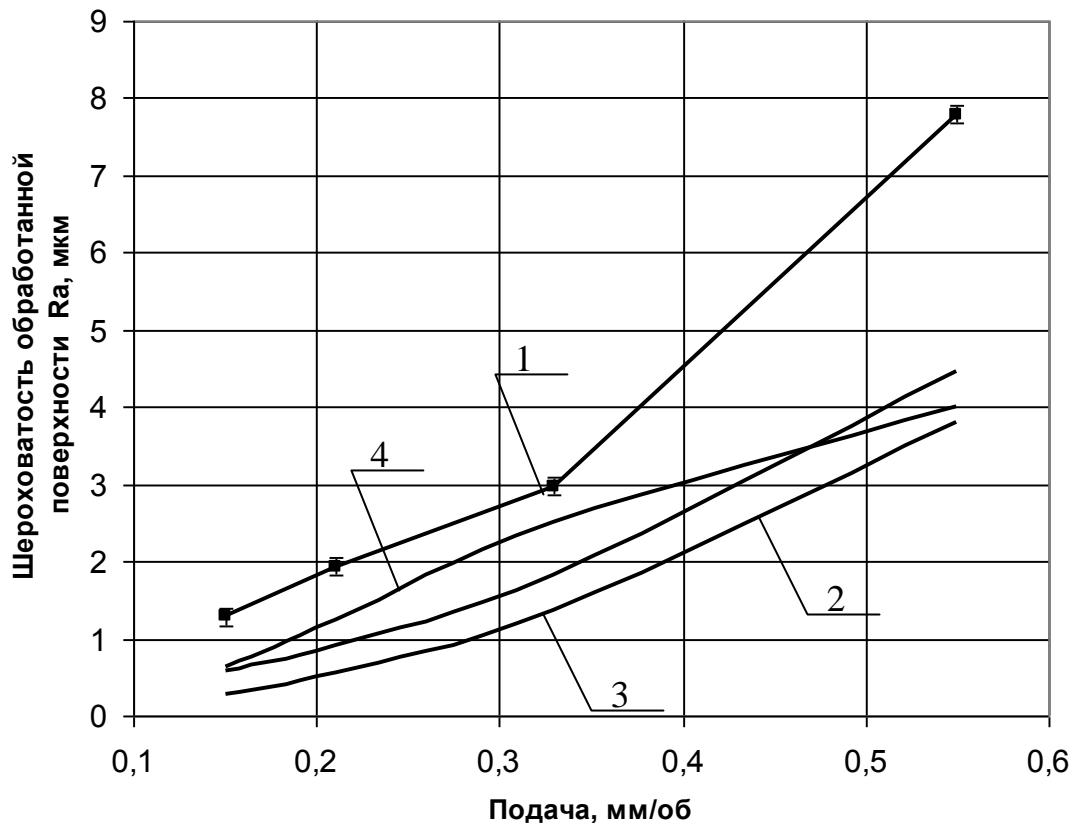


Рис. 6 – Сравнение данных о шероховатости обработанной поверхности, полученных: 1 – экспериментально; 2 – расчетом по предложенным зависимостям; 3 – расчетом по формулам, рекомендуемым литературой [1]; 4 – подстановкой значений шероховатости, определенных по справочной литературе [3, 4], соответствующих величинам подач, устанавливаемым в процессе эксперимента

Подобие кривых 1, 2 и 3 позволяет осуществлять переход между соответствующими этим кривым зависимостями с помощью поправочных коэффициентов.

В связи с тем, что учет не только геометрических параметров режущей части инструмента и подачи, но и физико-механических свойств обрабатываемого материала, жесткости технологической системы и температуры в зоне резания при расчете величины шероховатости обработанной поверхности не приводит к изменению характера зависимости, мы можем для прогнозирования величины шероховатости обработанной поверхности использовать предложенные зависимости с учетом поправочного коэффициента. Тогда прогнозируемую величину шероховатости обработанной поверхности при чистовом точении (диапазон подач: 0,15 мм/об до 0,55 мм/об) универсально-сборными резцами с поворотной рабочей частью определим по формуле

$$Ra = a \cdot e^{\alpha s^2 + \beta s} \cdot 0,2 \cdot h, \quad (1)$$

где a , α , β - коэффициенты, рассчитанные с помощью рекомендаций работы ($a = 13,686$; $\alpha = 9,369$, $\beta = -8,608$); s - подача.

Результаты расчета по предложенной зависимости (1) и их сравнение с данными экспериментальных исследований приведены на рисунке 7.

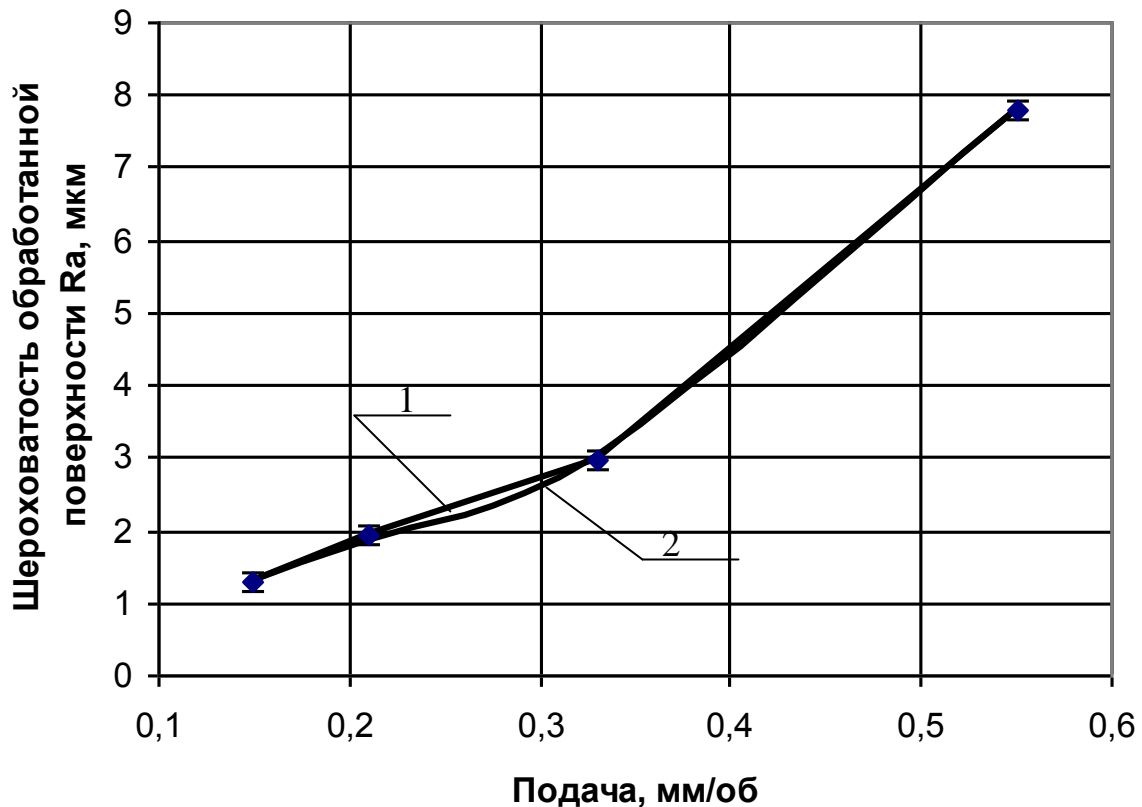


Рис. 7. Влияние величины подачи на шероховатость обработанной поверхности при чистовом точении универсально-сборными резцами с поворотной рабочей частью
 1 – данные экспериментальных исследований;
 2 – данные, полученные с помощью расчета по предложенной зависимости

Как видно из рисунка 7, расчетные данные полностью совпадают с экспериментальными и, следовательно, формула (5.75) может быть использована для расчета прогнозируемой величины шероховатости обработанной поверхности при чистовом точении универсально-сборными резцами с поворотной рабочей частью.

Выводы

В результате проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

- изменение главного угла в плане в диапазоне от 45° до 75° при точении Стали 45 (HB 186 – 192) резцами, оснащенными многогранными неперетачиваемыми пластинами с радиусом при вершине $r = 2$ мм, в диапазоне подач от 0,15 мм/об до 0,55 мм/об практически не оказывает влияния на величину шероховатости обработанной поверхности;
- особенности конструкции универсально-сборных резцов с поворотной рабочей частью в сравнении со сборными резцами стандартной конструкции не оказывают влияние на величину шероховатости обработанной поверхности;
- предложенную формулу (1) можно использовать для прогнозирования величины шероховатости обработанной поверхности при чистовом точении Стали 45 (HB 186 – 192) универсально-сборными резцами с поворотной рабочей частью, оснащенными многогранными неперетачиваемыми пластинами из твердого сплава Т15К6 с радиусом при вершине $r = 2$ мм.

Литература. 1. Качество машин: Справочник. В 2 т. Т1 /А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 256 с. **2.** Гринёв Ю.А. Влияние угла поворота рабочей части универсально-сборных резцов на высоту неровностей обработанной поверхности / Ю.А. Гринёв, П.Г. Матюха /Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 71. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. – С. 81 – 90. **3.** Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т.2/ Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп.- М.: Машиностроение, 1985. – 496 с. **4.** Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с числовым программным управлением. Часть II. Нормативы режимов резания – Москва: Экономика, 1990. – 474 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

Гринёв Ю.А., Царенко Е.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ
УНИВЕРСАЛЬНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ С ПОВОРОТНОЙ РАБОЧЕЙ ЧАСТЬЮ НА
ШЕРОХОВАТОСТЬ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

В статье приведено исследование влияние конструктивных особенностей универсальных токарных резцов с вращающейся рабочей частью на шероховатость обработанной поверхности. Приведено сравнение шероховатости обработанной поверхности при точении резцами с универсально-сборной конструкцией и поворотной рабочей частью в сравнении со сборными резцами стандартной конструкции.

Гриньов Ю.О., Царенко О.М.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ УНІВЕРСАЛЬНИХ
ТОКАРНИХ РІЗЦІВ З ПОВОРОТНОЮ РОБОЧОЮ ЧАСТИНОЮ НА ШОРСТКІСТЬ
ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ

У статті наведено дослідження вплив конструктивних особливостей універсальних токарних різців з обертовою робочою частиною на шорсткість обробленої поверхні. Наведено порівняння шорсткості обробленої поверхні при точінні різцями з універсально-збірною конструкцією та поворотною робочою частиною у порівнянні зі збірними різцями стандартної конструкції.

Grinyov YA, Tsarenko EN

STUDY ON STRUCTURAL CHARACTERISTICS OF UNIVERSAL TURNING TOOLS WITH
ROTARY WORKING ON PART SURFACE ROUGHNESS

Influence of design features of universal turning cutters with a rotary working part on a roughness of the processed surface is investigated. Comparison of a roughness of the processed surface at turning by universal and standard modular cutters is spent.

Ключевые слова: конструкция, токарный резец, поворотная рабочая часть, обработанная поверхность, шероховатость.

Ключові слова: конструкція, токарний різець, поворотна робоча частина, оброблена поверхня, шорсткість.

Key words: design, lathe tool, turning the working part, treated the surface roughness.

УДК 621.9.06-52; 004.94

Пасічник В.А., Шумаєв С.О.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

ІНТЕГРОВАНА СИСТЕМА КОНСТРУКТОРСЬКО-ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПІДГОТОВЛЕННЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛІ „ВАЛОК” ДЛЯ ПРАВКИ ТРУБ

Вступ

Одним із основних напрямків розвитку металургійних виробництв є розширення сортаменту, підвищення якості та зниження собівартості готової металопродукції на основі удосконалення технологічних процесів і обладнання в тому числі й труб. Важливу роль по забезпеченню вимог якості відіграють операції виправлення, що забезпечують такі показники якості, як поздовжня кривизна та точність геометрії поперечного перетину при дотриманні вимог до якості поверхні. Вирішення завдань із вдосконалювання технологій та обладнання процесів виправлення труб і трубних заготовок можливе на основі подальшого розвитку методик автоматизованого розрахунку й проектування відповідних технологій та обладнання. При цьому основним напрямком розвитку є розширення обсягів і підвищення ступеня вірогідності надаваної інформації за рахунок кількісної оцінки локальних характеристик напружено-деформованого стану, безпосереднього прогнозування основних показників якості готової металопродукції, уточнення вихідних передумов і використання числових методів розв'язання [1].

Виправлення труб та трубних заготовок здійснюється на правильному обладнанні, серед якого широке розповсюдження отримали правильні косовалкові машини, схема дії яких наведена на рис. 1,а. Основним деформуючим інструментом на косовалкових станах холодної прокатки (правки) труб є правильний валок (рис. 1,б), робоча поверхня якого виготовлена на циліндричній поверхні і має змінний діаметр вздовж осі валка (рис. 1,в).

На заводі „ЮТіСТ” (м. Нікополь) для виготовлення валків використовують модернізований токарний верстат 16К30Ф323. Модернізація заключається в оснащенні станка новою стійкою ЧПК з кодом інформаційної системи EIARS-274-D. Технологічний процес виготовлення такого валка включає використання токарної та шліфувальної операцій з ЧПК, але, не дивлячись на простоту робочої поверхні, на сьогоднішній день інтегрованої системи, яка б зв'язувала етапи проектування та етапи виробництва, не існує. Прикладом системного підходу до вирішення аналогічної проблеми може бути рішення для виготовлення калібрів для пільгування труб [2, 3].

Основна частина

В даній роботі пропонується структура та реалізація інтегрованої системи автоматизованого проектування правильних валків та технологічного підготовки їх виготовлення. Складовими частинами даної системи повинні бути:

- Модуль розрахунку профілю валка;
- Модуль аналізу взаємодії валка та труби;
- Модуль синтезу *технологічного процесу* (ТП) механічного оброблення (точіння та шліфування);
- Модуль синтезу *керуючої програми* (КП) для токарної та шліфувальної операцій.

Структура і послідовність вирішення задач конструкторсько-технологічного підготовки виготовлення деталі „Валок” наведена на рис. 2.

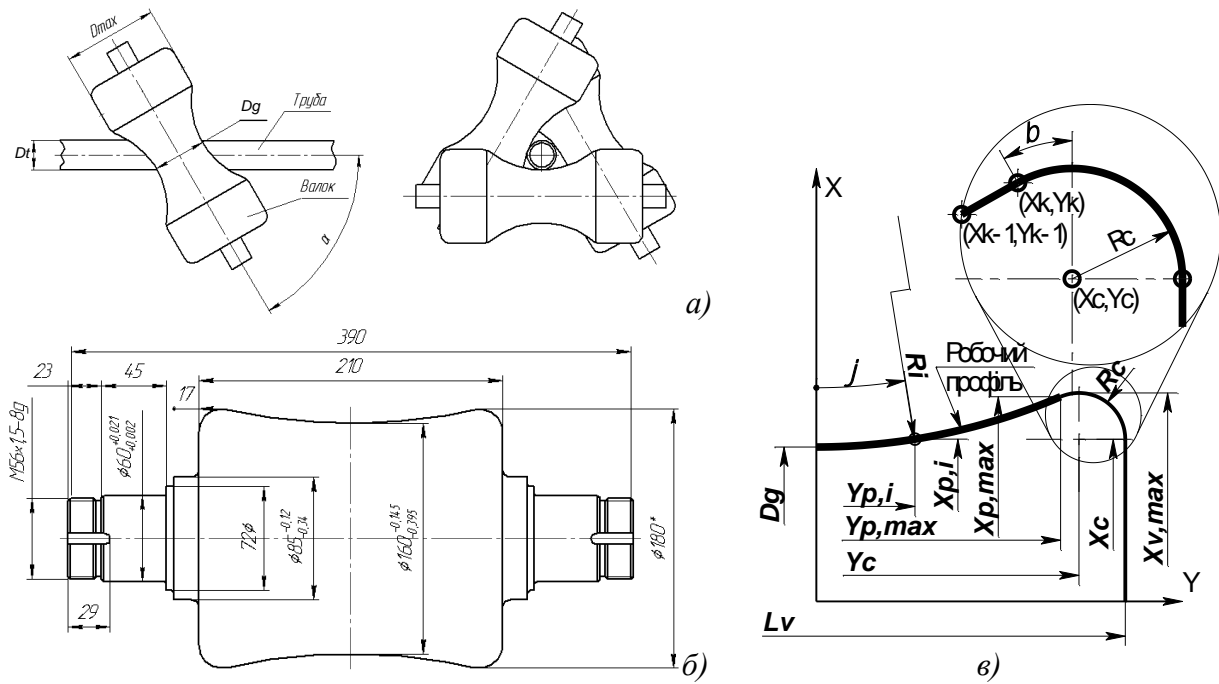


Рис. 1 – Схема взаємного положення правильного валка та труби (а), конструктивні параметри деталі „Валок” (б) та параметри профілю (в)

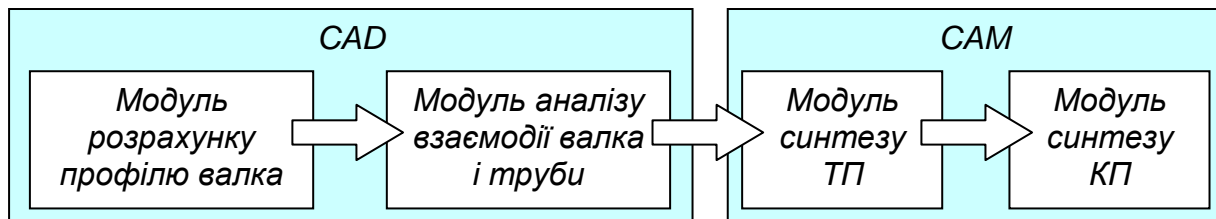


Рис. 2 – Структура і послідовність інтегрованого вирішення задач конструкторсько-технологічної підготовки виготовлення деталі „Валок”

Розглянемо функції та взаємодію модулів інтегрованої системи.

В модулі розрахунку профілю валка вирішується задача розрахунку параметрів повного профілю валка та додаткових конструктивних елементів, що в сукупності утворюють деталь (рис. 1,б). Вихідними даними для модуля є початкові геометричні параметри труби і валка, параметри взаємодії елементів правильної косовалкової машини (рис. 1,а), основними з яких є: D_g – діаметр горловини валка; D_t – діаметр труби; α – кут схрещування труби і валка. Результатом роботи модулю є профіль правильного валка (рис. 1,в) та параметри налагодження косовалкової правильної машини, що в сукупності забезпечуватимуть необхідні параметри якості та продуктивності процесу правлення. Точки робочого профілю (рис. 1,в) можуть бути розраховані через радіус-вектор x_i та координата вздовж осі валка y_i , для будь-якої точки робочої частини профілю відповідно до наступних залежностей:

$$x_i = \frac{D_g + D_t(1 - \sin \varphi)}{\sin \varphi} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi \cdot \cos^2 \alpha}, \quad (1)$$

$$y_i = D_t \cdot \sin \varphi \cdot \cos \varphi + (D_g + D_t) \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \cdot \text{ctg} \varphi, \quad (2)$$

де, φ – кутовий параметр профілю валка.

Залежності 1 і 2 дозволяють розрахувати робочий профіль з потрібною дискретністю та, в разі потреби, записати у текстовий файл. Інтерфейс модулю розрахунку профілю валка, розроблений у програмному середовищі *Delphi 7* [4], наведений на рис. 3.

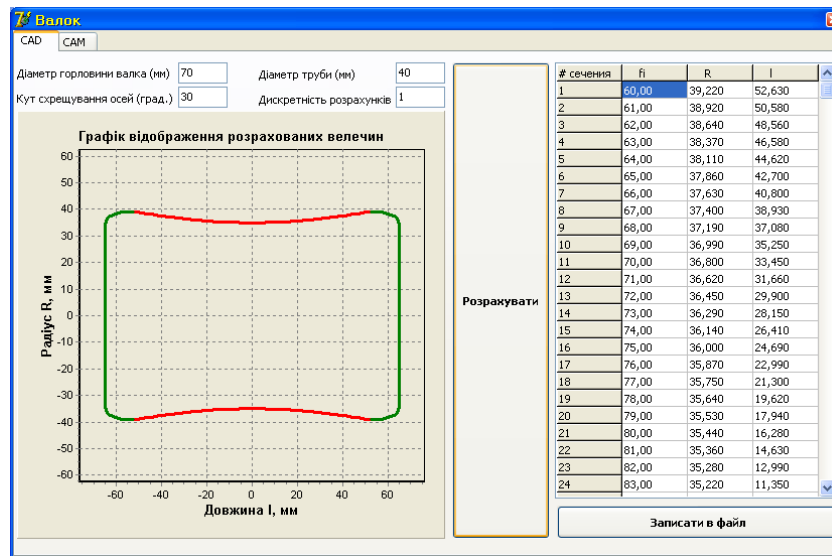


Рис. 3 – Інтерфейс модулю розрахунку профілю валка

Для забезпечення умови плавності профілю валка, також проектується його неробочі ділянки – це в першу чергу перехід від робочої частини валка до торцевої поверхні [5]. Ці ділянки представляють собою округлення з радіусом R_C , який задається як параметр (рис. 1,в), а координати центру можуть бути розраховані відповідно до залежностей:

$$\begin{aligned} y_c &= y_k + R_C \cdot \sin \beta, \\ x_c &= x_k - R_C \cos \beta, \end{aligned} \quad (3)$$

$$\text{де } \beta = \arctan\left(\frac{|y_k - y_{k-1}|}{|x_k - x_{k-1}|}\right)$$

де, R_C – радіус закруглення; β – кут виходу робочого профілю; $(x_k; y_k)$ – координати останньої точки робочого профілю; $(x_{k-1}; y_{k-1})$ – координати передостанньої точки робочого профілю; $(x_c; y_c)$ – координати центру дуги.

Модуль аналізу взаємодії валка та труби вирішує задачу математичного моделювання взаємодії труби, як об'єкту виробництва, та валка, як інструменту реалізації, з метою забезпечення основних показників якості продукції, в першу чергу – геометричних. Характер взаємодії може бути визначений або аналітично, або із застосуванням систем, в основі яких лежить метод кінцевих елементів (МКЕ). Слід зазначити, що перший напрямок є більш придатним для створення інтегрованої системи, оскільки він здатний забезпечити суттєво вищу продуктивність розрахунків, в той час, як другий напрямок більше підходить для більш точного аналізу фізико-механічних процесів, які відбуваються в процесі правки труби, але є значно менш продуктивним та дорожчим, особливо з огляду на необхідність використання вирішувача для МКЕ. Результатом роботи даного модулю повинен стати скорегований профіль валка, який в процесі експлуатації забезпечить необхідні вимоги до точності кінцевого продукту – труби.

Модуль синтезу ТП вирішує задачі, пов'язані з автоматизованим проектуванням основних операцій технологічного процесу виготовлення валка – токарного оброблення та шліфування на верстатах з ЧПК. На основі інформації про повний профіль валка, отриманий в попередньому модулі, та введених даних про параметри заготовки (діаметр і довжина) синтезується типова послідовність операцій механічного оброблення: чорнове токарне

оброблення, чистове токарне оброблення, шліфування з рекомендованим розподілом припусків та режимами. Користувач має можливість встановити власні режими оброблення.

Схема розподілу припуску наведена на рис. 4,а. Припуск призначається в такій послідовності: $\Delta_{шл}$ – припуск під шліфування (контур припуску отримуємо паралельним перенесенням робочого контуру деталі разом із округленнями); $\Delta_{м.чис}$ – припуск під чистове токарне оброблення профілю (контур припуску отримуємо паралельним перенесенням контуру припуску під шліфування); $\Delta_{м.чор}$ – припуск під чорнове токарне оброблення (отримується як зона між припуском на чистове токарне оброблення та контуром заготовки); $\Delta_{м.тор}$ – припуск під токарне оброблення по торцях.

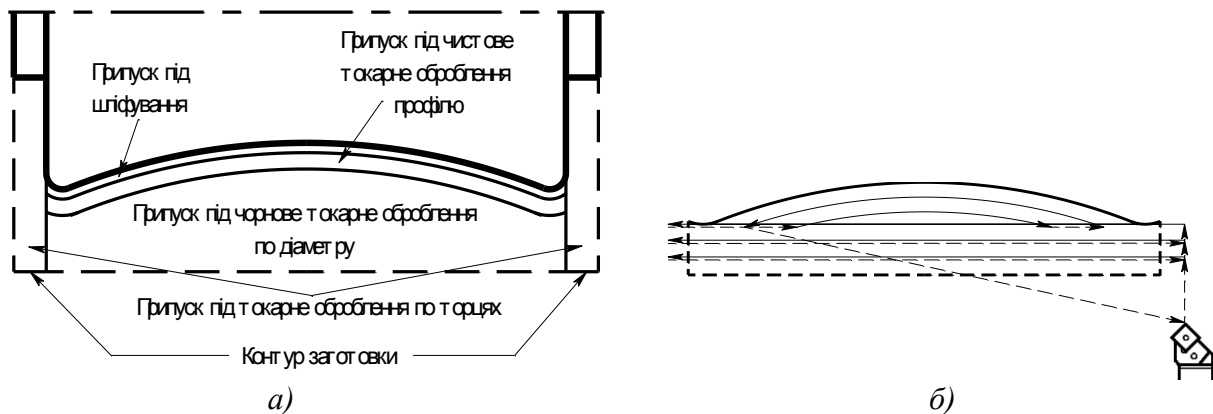


Рисунок 4 – Схема припусків:

а – зони припусків для різних переходів; б – схема видалення припуску на чорновому токарному обробленні

Видалення припуску під чорнове токарне оброблення по діаметру доцільно розбити на дві частини: – видалення припуску прохідним різцем на поздовжній подачі зі сталою глибиною різання до значення $X_{v,max} + \Delta_{шл} + \Delta_{м.чис}$, (де $X_{v,max}$ – максимальна діаметральна координата профілю валка) та наступне формування контуру для чистового токарного оброблення за еквідистантною схемою (рис. 4,б). Реалізація автоматичного синтезу траєкторій для різних переходів показана на рис. 5.

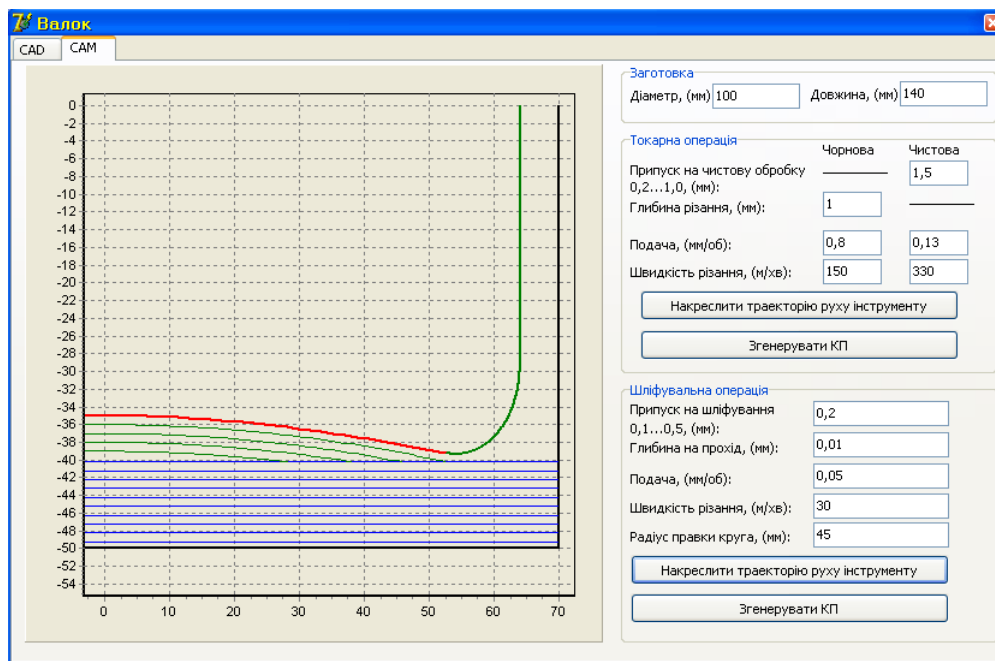


Рисунок 5 – Інтерфейс модулю синтезу ТП

При синтезі траєкторії переміщення шліфувального круга слід враховувати його геометрію. Керованим параметром при синтезі технологічної операції шліфування є радіус правки шліфувального круга. Задля забезпечення найвищої продуктивності процесу та виключення ситуації шліфування боком круга визначимо максимально припустимий радіус правки. Схема для розрахунку радіусу правки шліфувального круга наведена на рис. 6.

Відомими параметрами є:

- розрахунковий профіль деталі – крива лінія, яка задана через масив точок $(x_{i-1}, y_{i-1}), (x_i, y_i), (x_{i+1}, y_{i+1})$;
- a – товщина шару припуску;
- k_z – коефіцієнт запасу (рекомендується брати 1.1-1.3).

На основі інформації про профіль деталі можна отримати профіль заготовки, як еквідистанти до профілю деталі, зміщеної на величину припуску з урахуванням коефіцієнта запасу $a \cdot k_z$.

Для i -ої точки профілю слід знайти координати граничної точки контакту шліфувального круга з контуром заготовки. Такою точкою буде точка P_{ki+1} , що лежить на перетині контуру заготовки з урахуванням коефіцієнта запасу та лінії, що перпендикулярна до сплайну в точці $i+1$. Координати точки визначаються такими залежностями:

$$\begin{aligned} xP_{ki+1} &= x_{i+1} - a \cdot k_z \cdot \cos(\tan^{-1}(D_{i+1})) \\ yP_{ki+1} &= y_{i+1} - a \cdot k_z \cdot \sin(\tan^{-1}(D_{i+1})) \end{aligned} \quad (4)$$

де

$$D_{i+1} = -\left(\frac{dF(x)}{dx} \Big|_{x_{i+1}} \right)^{-1}$$

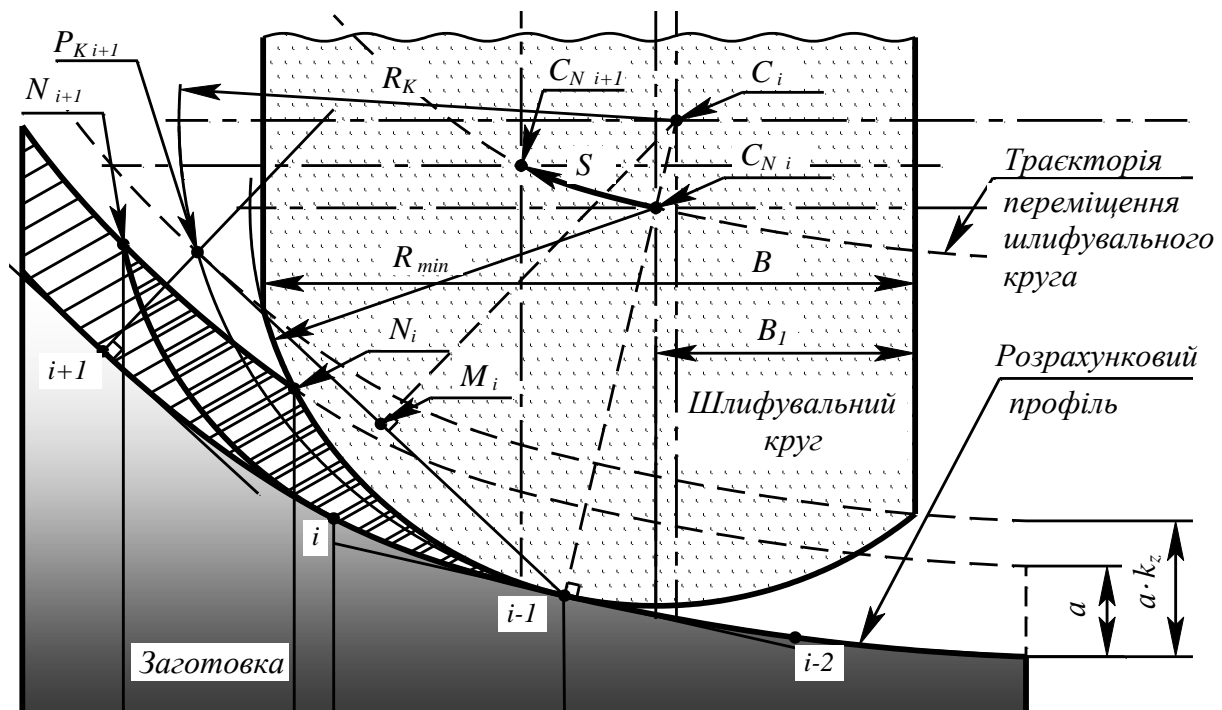


Рисунок 6 – Схема взаємодії шліфувального круга із заготовкою

Знайдемо положення точки M_i – серединної точки відрізка, що з'єднує точки P_{ki+1} и $i-1$.

$$xM_{i+1} = \frac{xP_{K_{i+1}} + x_{i-1}}{2} \quad (5)$$

$$yM_{i+1} = \frac{yP_{K_{i+1}} + y_{i-1}}{2}$$

Знайдемо координати центру (точка C_i) та радіусу (R_{K_i}) поточного радіусу шліфувального круга

$$\begin{pmatrix} yC_i \\ xC_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & -A1_i \\ 1 & -A2_i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} B1_i \\ B2_i \end{pmatrix} \quad (6)$$

$$R_{K_i} = \sqrt{(xC_i - xP_{K_i})^2 + (yC_i - yP_{K_i})^2} \quad (7)$$

де коефіцієнти $A1_i$, $A2_i$, $B1_i$ и $B2_i$ визначаються залежностями:

$$A1_i = D_{i+1}$$

$$A2_i = \frac{x_{i-1} + xP_{K_{i+1}}}{yP_{K_{i+1}} - y_{i-1}} \quad (8)$$

$$B2_i = yM_i - \frac{xM_{i+1}(x_{i-1} - xP_{K_{i+1}})}{yP_{K_{i+1}} - y_{i-1}}$$

$$B1_i = y_{i-1} - D_{i+1} \cdot x_{i-1}$$

З множини значень, отриманих для R_{K_i} , слід вибрати мінімально можливий радіус для всього профілю, тобто:

$$R_{\min} = \min\{R_{K_i}\} \quad (9)$$

Модуль синтезу КП є завершальним модулем системи, який дозволяє автоматично створити КП в G-кодах відповідно до вимог системи ЧПК. Спочатку синтезується і перевіряється траєкторія руху різального інструменту, після чого генеруються керуючі програми окремо для токарного і шліфувального верстатів. Результати записуються у текстовий файл.

Висновки

Новий підхід до процесів проектування і виготовлення основного елементу косовалкової правильної машини для труб – деталі „валок” та розроблене на його основі нове програмне забезпечення забезпечують високу швидкість, як проектування самої деталі, так і отримання керуючої програми для її виготовлення. Застосування такого підходу дозволяє час на конструкторсько-технологічне підготовлення виробництва, включаючи автоматизоване отримання набору керуючих програм для основних операцій виготовлення деталі, таких як чорнове і чистове токарне оброблення та шліфування, скоротити до 15-25 хвилин. Завдяки мінімальній кількості параметрів, які вказує проектувальник та наскрізній інтеграції всіх процесів мінімізуються вплив суб’єктивних чинників.

Література: 1. Завгородній В.Г. Автоматизированное проектирование рабочих роликов косовалковых машин для правки труб различного сортамента / В.Г. Завгородній, В.А. Шевцов, Д.В. Завгородній, С.В. Чемерис // Удосконалення процесів та обладнання для обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА. – 2003. – С.321-324. 2. Петраков Ю.В. Проектирование траекторий движений рабочих органов станка с ЧПУ при шлифовании профилей калибров станов холодной прокатки труб / Ю.В. Петраков, В.А.

Пасечник, Н.А. Мартынов // Восточно-Европейский журнал передовых технологий, 2008. – № 6/1 (36). – С.32-37. 3. Петраков Ю.В. Формирование геометрических моделей ручья калибров станов холодной прокатки труб / Ю.В. Петраков, К.М. Панькив, С.П. Живцов // Вісник НТУУ “КПІ”. Серія “Машинобудування”. – К.:НТУУ “КПІ”. – 2009. – С.63-70. 4. Культин. Н. Основы программирования в Delphi 7. – СПб.:БХВ-Петербург, 2006. – 608 с.: ил. 5. Бронштейн И. Н. Справочник по математике. Для инженеров и учащихся втузов / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. М.: Наука, 1981. – 720 с., ил.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

Пасічник В.А., Шумаєв С.О.
ИНТЕГРОВАНА СИСТЕМА КОНСТРУКТОРСЬКО-ТЕХНОЛОГІЧНОГО
ПІДГОТОВЛЕННЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ДЕТАЛІ „ВАЛОК”
ДЛЯ ПРАВКИ ТРУБ

Пасічник В.А., Шумаєв С.О.

Представлено новий підхід до інтеграції процесів проектування і виготовлення основного елемента косовалкової правильної машини для труб – деталі „валок”. Даний підхід та розроблене на його основі нове програмне забезпечення забезпечують високу швидкість, як проектування самої деталі, так і отримання керуючої програми для її виготовлення.

Пасечник В.А., Шумаев С.А.
ИНТЕГРИРОВАННАЯ СИСТЕМА КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ
ПОДГОТОВКИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛИ „ВАЛОК”
ДЛЯ ПРАВКИ ТРУБ

Представлен новый подход к интеграции процессов проектирования и изготовления основного элемента косовалковой правильной машины для труб – детали "валок". Данный подход и разработанное на его основе новое программное обеспечение обеспечивают высокую скорость, как проектирование самой детали, так и получение управляющей программы для ее изготовления.

Pasichnyk V. A., Shumaev S.O.
CAD/CAM FOR MANUFACTURING OF DETAIL “ROLL”
FOR PIPES CORRECTION

A new approach to the integration process of designing and manufacturing of a basic element of cross-roll machine for pipes. This approach and new software provides high speed of design of part "roll" and generating of NC-program for its production.

Ключевые слова: CAD/CAM, конструкторско-технологическая подготовка, валок, правка труб.

Ключові слова: CAD/CAM, конструкторсько-технологічна підготовка, валок, правка труб.

Key words: CAD/CAM, manufacturing, roll, pipe correction.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

<i>Равська Н. С., Охріменко О. А.</i> Визначення товщини зрізу при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами зубчастих коліс	3
<i>Пасічник В. А., Чистякова К. Є., Батюк А. А.</i> Дослідження впливу зміни форми передньої поверхні різального клину на експлуатаційні властивості	13
<i>Майборода В. С., Джулий Д. Ю.</i> Влияние условий магнитно-абразивной обработки в больших рабочих зазорах кольцевого типа на качество многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин	21
<i>Новоселов Ю. К., Левченко Е. А.</i> Аналитический расчет элементов конструкции боковых поверхностей отрезных кругов	27
<i>Неченаев В. Г., Гнисько А. Н., Мышов М. С.</i> Анализ повторного взаимодействия стальной стружки с инструментом при фрезеровании профильных пазов	32
<i>Мельничук Ю. А., Клименко С. А., Манохин А. С.</i> Влияние режимов обработки на силы резания при точении деталей из закаленной стали инструментом с цилиндрической передней поверхностью	39
<i>Мановицкий А. С.</i> Выбор параметров процесса точения сложных профилей резцами, оснащенными круглыми пластинами КНБ, в зависимости от износа	44
<i>Майборода В. С., Анисимова А. В.</i> Магнитно-абразивная обработка быстрорежущего инструмента различными порошковыми магнитно-абразивными материалами	48
<i>Клименко Г. П., Денисова А. О.</i> Определение качества сборных торцовых фрез	56
<i>Клименко С. А., Манохин А. С.</i> Высокотемпературные явления при обработке материалов резанием	61
<i>Равська Н. С., Бесарабець Ю. Й., Плівак О. А.</i> Геометричні параметри поперечної різальної кромки спірального свердла зі зворотнім кутом її нахилу	66
<i>Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н.</i> Выбор рациональных параметров алмазного инструмента при токарной обработке природного камня	71
<i>Кривий П. Д., Кобельник В. Р.</i> Конструкторсько-технологічне забезпечення зміни подачі інструменту при свердлінні наскрізних отворів	77

- Ковалева Л. И., Родин Р. П., Пливак А. А.** Исследование геометрических параметров спиральных сверл с заостренной поперечной кромкой и обратным углом наклона поперечной кромки 86
- Вітренко О. С., Белозьорова В. В., Кириченко І. О., Кузменко Н. М.** Підвищення точності зміцнювальної накатки зубців 92
- Волкогон В. М., Антонюк В. С., Федоран Ю. А., Котляр Д. А., Кравчук А. В.** Зависимость физико-механического состояние инструментальных легированных сталей от вида механической обработки 97
- Андронов О. Ю.** Визначення раціонального рівня надійності збірних твердосплавних різців 104
- Бурдин А. В., Матюха П. Г.** Определение силы поджима образца к режущей поверхности круга, ограниченной температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое обработанной поверхности при шлифовании сталей по упругой схеме 110
- Казакова Т. В.** Разработка основ комплексной сертификации сборных твердосплавных резцов на этапах их проектирования и изготовления 117
- Пациора А. П.** Анализ размерного износа направляющих опор инструмента для обработки глубоких отверстий 124
- Бабенко С. А., Красовский С. С., Хорошайло В. В., Полупанов В. П.** Предварительная диагностика твердосплавных пластин, основанная на методе термоЭДС 131

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

- Данильченко Ю. М., Коломієць В. І.** Динаміка шпindelних радіально-упорних кулькових підшипників 136
- Витренко В. А., Воронов А. Э., Кашура М. А., Кузнецова М. Н.** Вопросы формообразования винтовых зубчатых колес 142
- Кальченко В. В., Ерошенко А.М.** Формообразование винтовых поверхностей деталей шарико-винтовых передач шлифованием со скрещивающимися осями инструмента и детали 146
- Гевко І. Б.** Дослідження приводів механічних систем 156
- Веселовська Н. Р.** Загальна ієрархічна система критеріїв оцінювання ефективності процесів механічної обробки на верстатних комплексах 163
- Данильченко Ю. М., Петришин А. І.** Динамічний аналіз механічної коливної системи «Шпindelний вузол-основа» 169
- Єнікєєв О. Ф., Суботін О. В.** Синтез оптимального цифрового регулятора поздовжньої подачі шліфувального круга 175

- Гейчук В. М.** Роторні верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": кінематика обробки задньої поверхні спіральних 180
- Азарова Н. В., Сидоров В. А., Цокур В. П.** Экспериментальное определение параметров радиальных колебаний шлифовального круга, сопровождающих процесс обработки 189
- Пономаренко О. В., Кучеренко Н. С.** Дослідження роботи гідростатичних шпиндельних опор з адаптивною системою живлення 195

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

- Петраков Ю. В., Клавак А. М.** Управління фрезеруванням багатогранників на токарних верстатах з ЧПУ 199
- Братан С. М., Ревенко Д. В.** Прогнозирование параметров качества обработанной поверхности при комбинированном шлифовании 206
- Матюха П. Г., Габитов В. В.** Исследование высоты неровностей профиля поверхности резания при внутреннем шлифовании 212
- Мироненко Е. В., Клочко А. А., Лебединский В. С.** Технология предварительной обработки закаленных зубчатых колес и реек дисковыми сборными фрезами с раздельной схемой резания 219
- Покинтелица Н. И.** Показатели качества обработанной поверхности при термофрикционной обработке сталей и влияние параметров режима резания на характер их изменения 226
- Гевко Б. М., Дячун А. Є., Бабарика С. Ф., Ляшук О. Л., Любачівський Р. О.** Технологічні передумови проектування гвинтових гофрованих робочих органів змішувачів 231
- Мартынов А. П.** Геометрическая заимозаменяемость соединений на основе процессного подхода по ISO 9001:2009 235
- Диня В.** Технологічне оснащення для оброблення отворів з різними міжцентровими віддалями 243
- Гавриш А. П., Роїк Т. А., Мельник О. О., Віцюк Ю. Ю.** Прогнозування траєкторії руху фероабразивного зерна при магніто-абразивному обробленні підшипників друкарських машин на основі міді та нікелю 248
- Жартовский А. В., Шишкин А. В.** Разработка экспериментальной установки для исследования параметров электрического тока 254
- Сазонов С. Е.** Управление процессом доводки прецизионных поверхностей 258
- Сахнюк Н. В., Ивченко Л. И.** Управление качеством поверхности лопаток ГТД технологическими методами 264

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Равская Н. С., Липский Е. Р., Скрынник П. В.** Моделирование усилий резания при высокоскоростной обработке закаленных сталей концевыми сферическими фрезами 269
- Сорока О. Б., Селін А. Н., Клименко С. А., Копейкіна М. Ю., Манохін А. С.** Керування напружено-деформованим станом в системі «основа-вакуум-плазмове покриття» в умовах термобаричного навантаження 274
- Ивченко Т. Г., Петряева И. А., Полякова Е. В.** Исследование тепловых потоков и температур в зоне резания при неустановившемся теплообмене 280
- Глоба О. В., Кухановський О. В.** Аналітичний розрахунок навантажень при обробці TWINTEX ступінчатим свердлом та визначення його оптимальних геометричних параметрів 285
- Воронцов Б. С.** Анализ условий контактирования гиперболоидного инструмента и изготавливаемого колеса в системе PowerSHEPE 291
- Добротворський С. С., Басова Є. В.** Прогнозування сил різання при високошвидкісній обробці складної поверхні сферичними кінцевими фрезами за рахунок геометричного аналізу 299
- Липка В. М.** Повышение точности математической модели процесса накатывания наружных резьб на двухроликовых станках 305
- Сергеечев З. С.** Динамические модели осевого инструмента для чистовой обработки отверстий 311
- Коваленко Г. А., Шашко В. А.** Возможности совершенствования управления ремонтной службой машиностроительных предприятий в современных условиях хозяйствования 318
- Глоба О. В., Кульбачний О. В.** Моделювання процесу різання методом кінцевих елементів в середовищі Deform 3D 325
- Гринёв Ю. А., Царенко Е. Н.** Исследование влияния конструктивных особенностей универсальных токарных резцов с поворотной рабочей частью на шероховатость обработанной поверхности 331
- Пасічник В. А., Шумаєв С. О.** Інтегрована система конструкторсько-технологічного підготовки виготовлення деталі „валок” для правки труб 339

ДЛЯ ПОДАТОК

ДЛЯ ПОДАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №28

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №11 от 02.06.2011

Підп. до друку 03.06.2011
Ум. друк. арк. 22.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 16.
Зам. № 52

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