

УДК 621.914

М.Л.Білявський

Українська академія друкарства

ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТІ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБРОБКИ СТАЛЕВИХ ДЕТАЛЕЙ КОМБІНОВАНИМ ТОРЦЕВИМ ФРЕЗЕРУВАННЯМ

В роботі проаналізовано теоретичні дослідження можливості забезпечення точності обробки сталевих деталей комбінованим торцевим фрезеруванням, представлені результати теоретичних досліджень впливу процесу комбінованого торцевого фрезерування на точність обробки плоскої поверхні.

Ключові слова: *фрезерування, точність обробки.*

Постановка проблеми. На протязі останніх десятиліть спостерігається тенденція неухильного збільшення питомої ваги чистового торцевого фрезерування в загальній структурі технологічних операцій механічної обробки плоских поверхонь, що обумовлено зменшенням припуску на чорнову та напівчистову обробку внаслідок впровадження ресурсозберігаючих технологій заготівельного виробництва, ускладненням конструкцій деталей та підвищенням технологічних вимог до них, застосуванням нових марок конструкційних сталей з низькою оброблюваністю різанням.

Потенціал наукових досягнень всесвітньо відомих вчених Новікова М.В., Мельничука П.П., Розенберга О.О., Клименка С.А., Лоєва В.Ю. та інших в області технологічного забезпечення якості обробки плоских поверхонь залізобуглецевих сплавів торцевим фрезеруванням інструментом, оснащеним надтвердими матеріалами, свідчить про пошук шляхів підвищення ефективності обробки сталей з аустенітною структурою та відхід від дискретних методів обробки і сполучення в одній операції різання та поверхневого пластичного деформування.

В сучасному машинобудуванні існують прогресивні технологічні процеси обробки, які дають можливість одночасно з підвищенням оброблюваності матеріалів різанням забезпечити необхідну якість обробленої поверхні. Одне з провідних місць належить технології різання з попереднім пластичним деформуванням.

Аналіз публікацій. Питанням розробки технологічного методу різання з попереднім пластичним деформуванням присвячені роботи Подураєва В.М., Ярославцева В.М., Полянчикова Ю.М., Амбросімова С.К., Резанова А.І., Наумова Б.І., Усачьова Я.Г., Кодрика А.І., Крайнева Д.В., Меламеда В.І., Давидюка В.І., Посвятенка Е.К. та інших [1-6]. Причому, переважна більшість теоретичних та експериментальних досліджень забезпечення якості обробки поверхонь стосується операцій точіння, протягування та стругання, а технологічні методи комбінованої обробки плоских поверхонь, що поєднують торцеве фрезерування з попереднім поверхневим пластичним деформуванням не були достатньо вивчені та поширені.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. робота виконувалась згідно з планом науково-дослідної роботи кафедри „Технологія матеріалів і поліграфічного машинобудування” Української академії і пов'язана з державною науково-технічною програмою: “Ресурсозберігаючі та енергоефективні технології машинобудування”

Мета і задачі досліджень роботи полягають в розробці математичної моделі прогнозування показників точності обробленої плоскої поверхні комбінованим торцевим фрезеруванням.

Виклад основної частини. Для реалізації поставленої мети розглянемо процес утворення геометричної похибки при обробленні плоскої поверхні комбінованим способом [5] на вертикально – фрезерному верстаті, для отримання заданої точності обробки деталі її заготовка включається в кінематичний та розмірний ланцюг технологічної системи в якості замикальної ланки, як це показано на рис. 1

Для визначення похибки розміру деталі вздовж осі Z детальніше розглянемо розмірний ланцюг А (рис. 1), який складається з таких ланок: A_1 – відстань від задньої опори шпиндельного вузла до основи верстата; A_2 – висота комбінованої торцевої фрези; A_3 – довжина вильоту оправки; A_4 – відстань від задньої опори до оправки; A_5 – висота пристосування; A_6 – висота стола; A_7 – відстань від стола до основи верстата; A_Δ – розмір оброблюваної деталі.

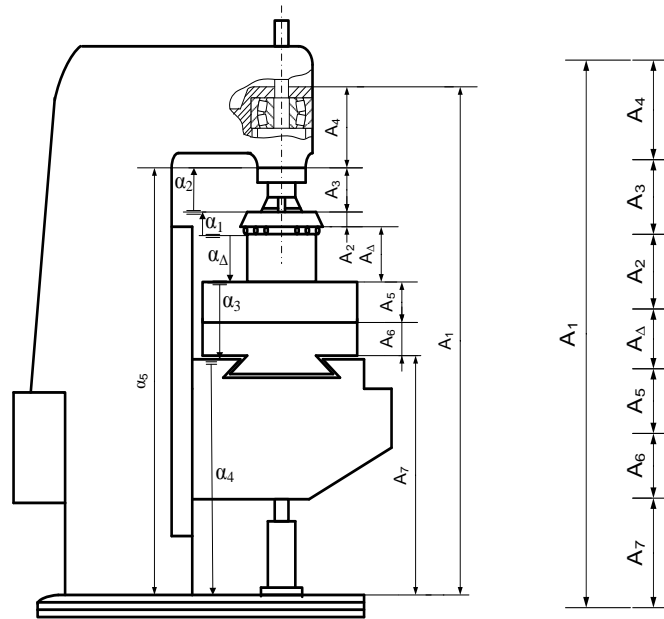


Рис.1. Розмірні ланцюги вертикально - фрезерного верстата

Передатні відношення ланок розмірного ланцюга A_1 - A_7 (див. рис. 1) мають такі значення [6, 14]:

$$\dot{A}_2 = \dot{A}_3 = \dot{A}_4 = \frac{l_1}{l}; \dot{A}_5 = \dot{A}_6 = \dot{A}_7 = \frac{l_2}{l}, \quad (1)$$

де l – відстань між задньою опорою шпинделя до основи вертикально – фрезерного верстата; l_1 – відстань від задньої опори шпинделя до оброблюючої поверхні деталі; l_2 – відстань від оброблюючої поверхні деталі до основи вертикально – фрезерного верстата.

Рівняння розмірного ланцюга з урахуванням рекомендацій [20] буде мати такий вигляд

$$\dot{A}_\Sigma = \frac{l_1}{l}(\dot{A}_2 + \dot{A}_3 + \dot{A}_4) + \frac{l_2}{l}(\dot{A}_5 + \dot{A}_6 + \dot{A}_7) \quad (2)$$

Всі складові ланки можуть бути подані у вигляді векторів.

Якщо прийняти, що переміщення елементів технологічної системи вздовж осі Z : підшипників задньої опори шпинделя вертикально – фрезерного верстата дорівнюють $T_{п}$; оправки – $T_{оп}$; пристосування та робочого столу – відповідно $T_{пр}$ і $T_{ст}$; комбінованої торцевої фрези – $T_{тф}$, то рівняння для визначення відхилення розміру від заданого по осі Z буде мати такий вигляд [20]:

$$\Delta\delta = \frac{1}{2k_\delta} \sqrt{\left(\frac{l_1}{l}\right)^2 (k_i^2 T_i^2 + k_{i\dot{i}}^2 \dot{O}_{i\dot{i}}^2 + k_{\delta\dot{\delta}}^2 \dot{O}_{\delta\dot{\delta}}^2) + \left(\frac{l_2}{l}\right)^2 (k_{i\dot{\delta}}^2 \dot{O}_{i\dot{\delta}}^2 + k_{n\dot{o}}^2 \dot{O}_{n\dot{o}}^2)}, \quad (3)$$

де $k_{п}$, $k_{оп}$, $k_{пр}$, $k_{ст}$, $k_{тф}$, – коефіцієнти відносного розсіювання. Для розрахунків, у випадку, коли немає точних даних про закони розсіювання, можна приймати $k_i^2 = 0,5 \dots 0,65$ [26]. В нашому випадку приймаємо $k_i^2 = 0,6$.

Коефіцієнт відносного розсіювання замикаючої ланки k_Δ визначається за емпіричною залежністю [14]

$$k_\delta = 1 + \frac{0,55}{\sum_i |A_i| T_i} \left(\sqrt{\sum_i A_i^2 k_i^2 T_i^2} - \sqrt{\sum_i A_i^2 T_i^2} \right), \quad (4)$$

де A_i – передатне відношення i -ї ланки; T_i – допуск на i -ту ланку.

Разом з тим розглядувану технологічну систему можливо поділити на дві підсистеми: технологічна система верстат – інструмент, технологічна система робочого столу тоді математичну залежність (2.20), з врахуванням $k_i^2 = 0,6$, можливо переписати у вигляді:

$$\Delta\delta = \frac{0,18}{k_\delta} \sqrt{\left(\frac{l_1}{l}\right)^2 (Z_{\dot{\alpha}^3})^2 + \left(\frac{l_2}{l}\right)^2 (Z_{\dot{\alpha}^{\bar{n}}})^2}, \quad (5)$$

де $Z_{\dot{\alpha}^3}, Z_{\dot{\alpha}^{\bar{n}}}$ - відповідно вертикальні переміщення від традиційного положення технологічної системи верстат - інструмент та технологічної системи робочого столу.

Математична модель впливу елементів технологічного режиму комбінованого обробки на вертикальні переміщення технологічної системи робочого столу була отримана раніше (2.20). Адаптуючи залежність (2.20) для технологічної системи верстат – інструмент отримаємо математичну модель вертикальних переміщень розглядуваної технологічної системи:

$$m_z \ddot{Z}_{\dot{\alpha}^3} + b_z \dot{Z}_{\dot{\alpha}^3} + C_z Z_{\dot{\alpha}^3} = -P_{rz} + P_{dz} \quad (6)$$

де m_z - маса шпинделя та фрези; b_z - еквівалентний коефіцієнт опору при вертикальних переміщеннях; C_z - жорсткість опор шпинделя при вертикальних переміщеннях по осі Z.

Система залежностей (5,6) формують математичну модель впливу режиму комбінованого обробки на відхилення габаритного розміру деталі по висоті, яка була реалізована в середовищі Simulink, пакету Matlab.

Відхилення від прямолінійності. Для встановлення математичної моделі формування прямолінійності плоскої поверхні по ширині заготовки в процесі комбінованого торцевого фрезерування [5] розглянемо схему розмірних ланцюгів технологічної системи (2).

Розмірний ланцюг α (рис. 2) складається з наступних ланок: α_1 – кут переміщення комбінованої торцевої фрези відносно осі обертання; α_2 – кут переміщення оправки, відносно осі обертання шпинделя; α_3 – кут переміщення пристосування, відносно осі обертання шпинделя; α_4 – динамічні переміщення стола, відносно осі обертання шпинделя; α_5 – кут переміщення технологічної системи, відносно осі обертання шпинделя; α_Δ – поворот поверхні деталі, відносно осі обертання шпинделя.

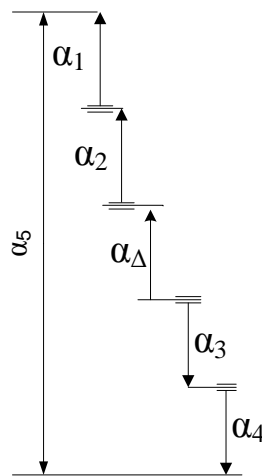


Рис. 2. Схема розмірного ланцюга технологічної системи, який визначає поворот поверхні оброблюваної деталі відносно осі обертання шпинделя

Приймаючи квадратичне сумування векторів, отримаємо:

$$\alpha_\Delta = \sqrt{\alpha_1^2 + \alpha_2^2 - \alpha_3^2 - \alpha_4^2 + \alpha_5^2} \quad (7)$$

При дослідженні можливості технологічного забезпечення відхилення від прямолінійності плоскої поверхні комбінованим торцевим фрезеруванням приймемо α_1 та α_2 , як $\alpha_{ш}$ - кутове переміщення шпиндельного вузла у просторі, відносно осі обертання шпинделя. А α_3 та α_4 , як α_c - кутове переміщення системи робочого столу.

Таким чином, кут переміщення шпиндельного вузла у просторі та кут переміщення системи робочого столу відносно осі обертання шпинделя можуть бути розраховані за залежностями:

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_{\phi} = \frac{1}{J\theta_{22}} \left(-\Theta_y - m\dot{x}_1\theta_{12} + J_z\Omega\psi\theta_{22} + (P_{\Sigma} \cos \omega t) \cdot \theta_{12} + (M_{\Sigma} \cos \omega t) \cdot \theta_{22} \right); \\ m_z \ddot{Z}_{\delta\bar{n}} + b_z \dot{Z}_{\delta\bar{n}} + C_z Z_{\delta\bar{n}} = -P_{rz} + P_{dz}; \\ \alpha_{\bar{n}} = \arctg \frac{Z_{\delta\bar{n}}}{Lc}, \end{array} \right. \quad (8)$$

де Lc – довжина робочого столу; m – маса шпindelного вузла; Θ_x та Θ_z – кути повороту шпindelя навколо осей X та Z ; $J_x=J_y=J$, J_z – моменти інерції шпindelя відносно осей X , Y , Z відповідно; θ_{11} – зсув центра мас під дією одиничної інерційної сили; θ_{12} – кут повороту навколо осей або від дії одиничної сили; θ_{22} – кут повороту шпindelя навколо осей X та Y від дії одиничного моменту; ω – частота обертання шпindelя, хв^{-1} ; P_{Σ} , M_{Σ} – узагальнений головний вектор дії сили попереднього пластичного деформування і різання та моменту відповідно. З врахуванням залежності (7 та 8) кут повороту плоскої поверхні відносно осі обертання шпindelя буде визначатись:

$$\alpha_{\Delta} = \sqrt{\alpha_{\phi}^2 - \alpha_{\bar{n}}^2 + \alpha_s^2} \quad (9)$$

Знаючи значення кута повороту плоскої поверхні відносно осі обертання шпindelя можливо визначити значення відхилення від прямолінійності плоскої поверхні обробленої комбінованим торцевим фрезерування відповідно до рис. 3

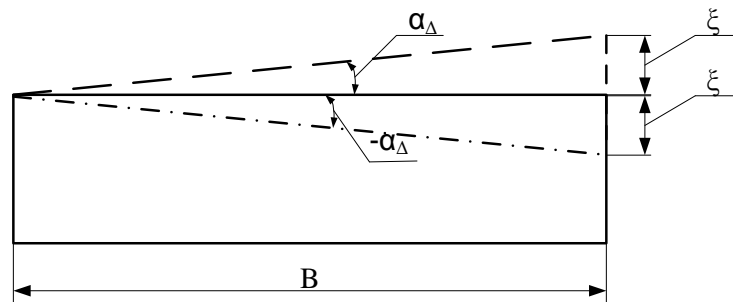


Рис. 3. Визначення відхилення від прямолінійності плоскої поверхні в процесі комбінованого торцевого фрезерування

З врахуванням залежності (9) та рис. 2.3 можливо визначити відхилення від прямолінійності:

$$\xi = B \cdot \text{tg} \alpha_{\Delta} \quad (10)$$

Результати математичного моделювання по впливу режиму комбінованого торцевого фрезерування на відхилення від прямолінійності та габаритного розміру деталі по висоті представлені нижче.

Аналізуючи рис. 4 можливо встановити:

1. Збільшення швидкості різання до межі 480 м/хв призводить до покращення показників точності плоскої поверхні виготовленої із загартованої та незагартованої сталі в середньому на 1,1 та 1,3 рази відповідно.

2. Збільшення сили попереднього пластичного деформування до межі 2000 Н дозволяє покращити показники точності плоскої поверхні виготовленої із загартованої та незагартованої сталі в середньому на 1,3 та 1,5 рази відповідно.

3. Збільшення подачі комбінованого інструменту до значення 0,2 мм/об призводить до погіршення показників точності плоскої поверхні виготовленої із загартованої та незагартованої сталі в середньому на 1,2 та 1,4 рази відповідно.

4. Збільшення глибини різання до збільшення глибини різання до значення 0,2 мм призводить до погіршення показників точності плоскої поверхні виготовленої із загартованої та незагартованої сталі в середньому на 1,3 та 1,5 рази відповідно. Це пов'язано із особливостями процесу утворення зміцненого шару.

Встановлені закономірності слід підтвердити експериментальними дослідженнями.

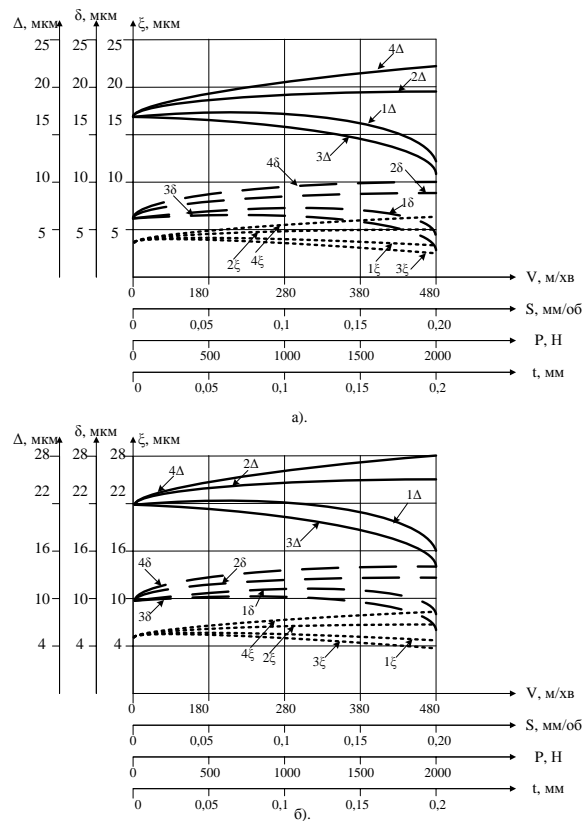


Рис. 4. Результати математичного моделювання забезпечення точності плоскої поверхні комбінованим торцевим фрезеруванням (а – загартована сталь; б – незагартована сталь) при: 1 – швидкість різання; 2 – подачі комбінованого інструмента; 3 – сили попереднього пластичного деформування; 4 – глибини різання

Висновки.

В ході проведених теоретичних досліджень було встановлено, що розглянутий комбінований метод обробки плоских поверхонь забезпечує покращення показників точності оброблених плоских поверхонь, а саме: величину відхилення від площинності, відхилення розміру деталі по висоті, відхилення від прямолінійності, за рахунок використання процесу попереднього пластичного деформування, який призводить до зменшення сили різання та відповідної мінімізації динамічних переміщень технологічної системи. В подальших дослідженнях планується розробити математичну модель забезпечення показників якості плоскої поверхні комбінованим методом обробки з врахуванням технологічної спадковості.

1. Амбросимов С.К. Феноменологическая модель обрабатываемости резанием с опережающим пластическим деформированием при протягивании. // Журнал упрочняющие технологии и покрытия, – 2007. №10
2. Грезнов И.М. Об обрабатываемости холодноволокённых калиброванных сталей 35 и 40 // Вестник металлопромышленности – 1937 - № 10, с 59 – 64
3. Крайнев Д.В. Повышение эффективности процесса резания сталей перлитного и аустенитного класса путем использования предварительного пластического деформирования: Дис. канд. техн. наук : 05.03.01 : Волгоград, 2006 - 167 с.
4. Подураев В. Н., Ярославцев В. М., Ярославцева Н. А. Способ обработки резанием с опережающим пластическим деформированием.– Вестник машиностроения, 1971, №4, с. 64—65.
5. Виговський Г.М., Громовий О.А., Білявський М.Л. Патент України на винахід «Спосіб плоского фрезерування деталей з незагартованих сталей торцевими фрезами, оснащеними елементами з надтвердих матеріалів» № 87360 Україна, В23С3/00, – № а200710531; Заявлено 24.09.2007; Опубл. 10.07.2009, бюл. №13.
6. A Brandon Ford C. Annealing aids machinability // Metall processes – 1970. – 98, №1, p. 103 – 105
7. Enahoro H.E. Effekt of cold – working on chip formation in metal cutting // Ann. C.S. R. P. – 1966 – 13. №3 – p. 251- 261