

МАШИНОБУДУВАННЯ, АВТОМАТИЗАЦІЯ ВИРОБНИЦТВА ТА ПРОЦЕСИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

MANUFACTURING ENGINEERING AND AUTOMATED PROCESSES

УДК 621.914: 658.5.012.1

П. Мельничук, докт. техн. наук; Л. Глембоцька

Житомирський державний технологічний університет

МОДЕЛЮВАННЯ СИЛОВИХ ЗАЛЕЖНОСТЕЙ ПРИ ТОРЦЕВОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ

В даній статті описано фізичне моделювання процесу торцевого фрезерування. Розроблено конструкцію спеціального динамометра для вимірювання сил різання при торцевому фрезеруванні. Досліджено вплив різних форм ножів торцевої фрези на сили різання. Обрано найкращу з досліджених за силовим критерієм, простотою конструкції та технологічністю форму ножа з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями.

P.Melnychuk, L.Glembotskaya

SIMULATION OF POWER DEPENDENCES AT FACE MILLING

In this article the physical simulation of the process of face milling is executed. The construction of special dynamometer for measuring the cutting forces at face milling is developed. The influence of the different forms of the blades of face milling cutter on cutting forces is investigated. Best of that investigated on the power criterion, simplicity of construction and technological effectiveness the form of blade with cylindrical face and flat flank surfaces is selected.

Постановка проблеми у загальному вигляді

Руйнування припуску, що є однією з функцій різального інструменту, значною мірою визначається силами різання, які залежать від різних внутрішніх та зовнішніх чинників у процесі різання. Дослідження сил різання ускладнюються при обробці багатолезовим інструментом, в тому числі торцевою фрезою (ТФ), у зв'язку з наявністю биття різальних кромки реальних інструментів, що викликає різну участь ножів у різанні, взаємовплив деформаційних, силових і теплових процесів для ножів, які одночасно знаходяться в дузі контакту з заготовкою. Це призводить до зниження точності досліджень. Також негативно на точність експериментів впливає процес наростування при різанні, дія якого не однаково змінює геометричні параметри різних форм ножів. В даній статті пропонується виконати дослідження впливу різних форм ножів ТФ на сили різання.

Аналіз досліджень і публікацій

Поява різних конструкцій різальних інструментів, в тому числі ТФ, вимагає виконувати пошук прогресивних форм різальної частини ножів ТФ, котрі б забезпечували при обробці найменші сили різання. Це, в свою чергу, означає зменшення сил внутрішнього і зовнішнього тертя, що призведе до зниження теплоутворення, підвищення стійкості ТФ та підвищення продуктивності обробки.

Особливо гостро проблема руйнування припуску різальними інструментами стоїть при обробці важкооброблюваних матеріалів (ВОМ), при різанні яких виникають значні сили та теплоутворення, що викликає необхідність підвищених вимог до потужності двигунів та жорсткості технологічних систем, а також збільшення стійкості інструментів [1–3].

Дослідження процесів силоутворення при різанні показує необхідність вивчення напруженого і деформованого станів шару, що зрізається, в зоні різання. Переважними деформаціями є стиск та зсув, які в залежності від багатьох чинників і визначають напружений стан та ефективність руйнування припуску [4, 5]. Вплив напруженого стану будь-якого шару матеріалу на його руйнування досліджувався багатьма вченими. В роботі [6] введено поняття про гідростатичний тиск (середнє напруження) в деформовано рухомій зоні різання, котрий визначається:
$$p = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3}$$
, де σ_{11} ,

σ_{22} , σ_{33} – нормальні (головні) напруження на гранях елементарного кубика, умовно вирізаного з зони різання.

Спеціальними дослідженнями [7, 8] було встановлено, що підвищення гідростатичного тиску призводить до підвищення опору на зсув практично всіх з багатьох досліджуваних матеріалів.

На процес різання впливають режими різання, геометрія інструменту, властивості інструментального матеріалу тощо. В роботах [9, 10] з дослідження впливу гідростатичного тиску в зоні різання було встановлено, що підвищення цього тиску за рахунок зменшення переднього кута призводить до зростання сил різання внаслідок зменшення величини кута зсуву та збільшення площі дотику стружки з передньою поверхнею леза різального інструмента. Також причинами підвищення гідростатичного тиску в зоні різання є невірне різання [11] та деформаційне зміцнення матеріалів [12, 13].

Таким чином, одним з можливих рішень зменшення гідростатичного тиску, а значить і сил різання, є вибір оптимальної форми ножів.

Внаслідок вказаних недоліків виконання реальних ТФ та умов їх роботи безпосереднє дослідження пошуку оптимальних форм ножів є неможливим. Тому необхідний пошук спеціальних рішень для проведення експерименту, а саме за рахунок виконання моделювання процесу.

При вивченні різних явищ і процесів в багатьох сферах людської діяльності з метою більш глибокого пізнання знаходить широке використання математичне моделювання [14–16]. Фізичне моделювання [17] менш розповсюджене. Основу моделювання фізичних процесів складають декілька теорем подібності. Найбільш адекватною вважається така фізична модель, коли зберігається сама природа процесу [18, 19], наприклад, коли моделювання торцевого фрезерування деталей виконується подібним процесом – одноножовим фрезеруванням.

Метою даної роботи є експериментальне дослідження впливу форми різальної частини ножа торцевої фрези при одноножовому фрезеруванні на сили різання.

Виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів

Вищевказана проблема биття ножів ТФ може бути вирішеною завдяки фізичному моделюванню процесу торцевого фрезерування одноножовою фрезою. Друга проблема, пов'язана з наростоутворенням при різанні, може бути подоланою завдяки використанню спеціального матеріалу заготовки – свинцю, який не створює наросту.

На рис. 1. та рис. 2 наведені умовні схеми можливого стружкоутворення при торцевому фрезеруванні запропонованими ножами різних форм різальної частини.

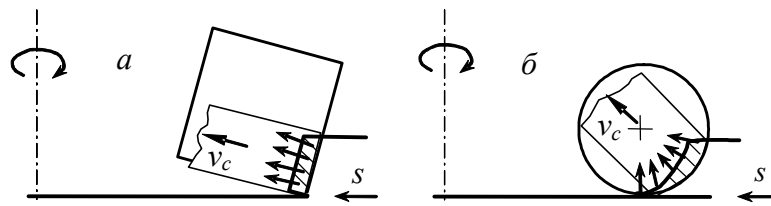


Рисунок 1 – Схеми стружкоутворення при різанні ТФ з ножами:
 а) призматичної вершинної форми;
 б) з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями

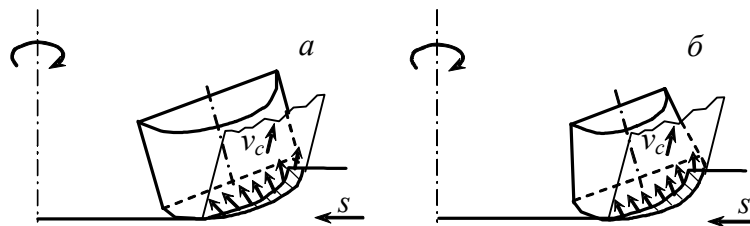


Рисунок 2 – Схеми стружкоутворення при різанні ТФ з ножами:
 а) з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями;
 б) з конічною передньою та плоскою задньою поверхнями

Очікується, що зменшення гідростатичного тиску в зоні різання за рахунок розходження потоків стружки на передніх поверхнях ножів з опуклими передніми поверхнями призведе до зниження гідростатичного тиску та зменшення сил різання.

Проблема вимірювання сил різання при ударному прикладенні навантаження, що має місце при торцевому фрезеруванні, особливо одноножовому, пов'язана з невисокою точністю виміру. Причинами цього є короткочасність дії імпульсу сил різання, а також величезна інерційність кінематичного ланцюга фрезерного верстату, що не дає можливості точно врахувати як початок, так і кінець процесу фрезерування. Подолання похибок вимірювання сил різання вирішено досягти за рахунок виконання їх виміру протягом багатьох циклів фрезерування – 15–20 обертів.

Для вимірювання сил різання розроблено і виготовлено спеціальний механічний фрезерний динамометр (рис. 3), який складається з корпусу 1, що має голівку і порожнистий конічний хвостовик. В корпусі 1 на трьох кулькових підшипниках, два з яких радіально-упорні, встановлено торсійний вал 2. Вал 2 має циліндричну частину, яка закінчується пружним кінцем, виконаним у вигляді трипелюсткового торсіона. Кінець торсіона за допомогою стакана 3 пов'язаний з корпусом 1 динамометра. На торцевій частині валу 2 закріплено робочий диск 4, в пазах якого по черзі встановлювались ножі, що досліджувались. Осьове та радіальне навантаження при фрезеруванні сприймалось радіально-упорним підшипником 5, що встановлений між робочим диском 4 та корпусом 1 динамометра.

Для вимірювання сил різання при фрезеруванні використовувалась механічна пам'ять, що виконана з кільця 6, яке на різьбі нагвинчувалось на корпус 1 динамометра. З обох боків кільця 6 виконано торцеві зубці храповиків, що мали по 36 зубців. В залежності від діючої при фрезеруванні сили робочий диск 4 з вибраним ножем 7 за допомогою пружної пластини 8 повертає кільце 6 на певний кут відносно корпусу 1. Фіксація кожного повороту виконується за допомогою пружної пластини 9, встановленої на корпусі 1 динамометра. Вимір кількості ударів при дослідженні виконувався за допомогою лічильника 10 (типу СХ.106) та зубчастої зірки 11, що має 12 зубців, яка встановлена на корпусі 1 динамометра.

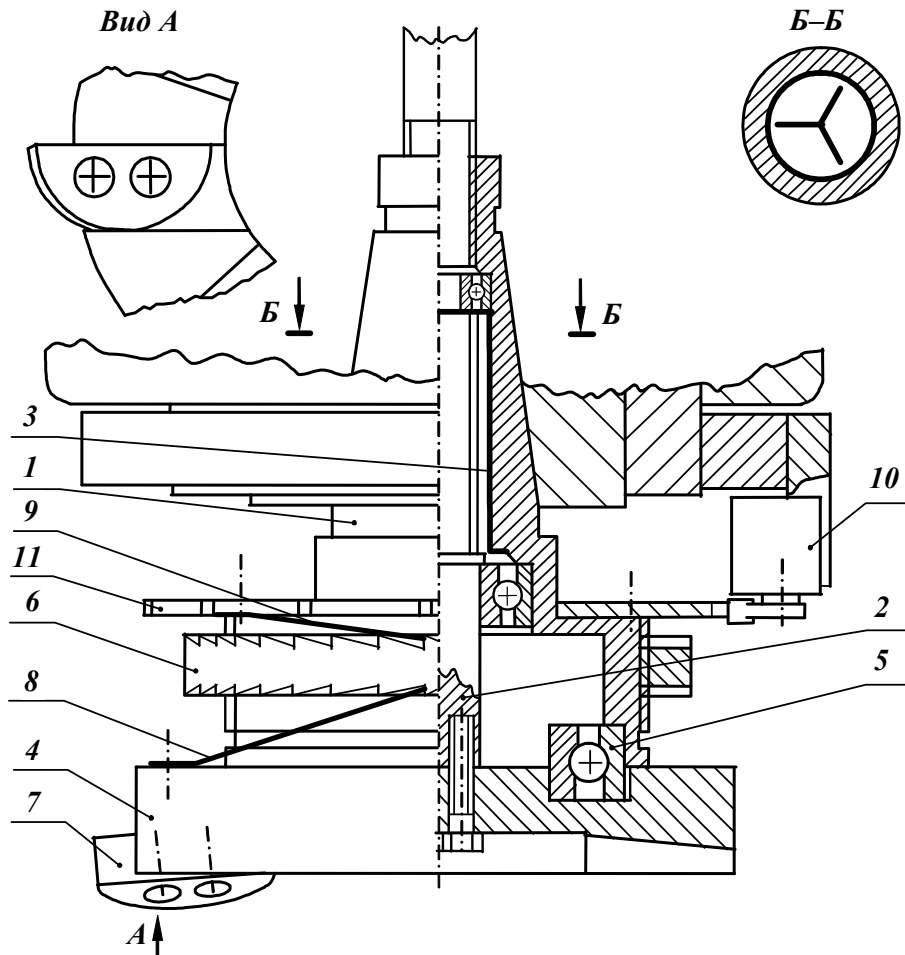


Рисунок 3 - Схема конструкції механічного фрезерного динамометра

Для фізичного моделювання було виконано тарування динамометра шляхом закручування його торсійного вала 2 за допомогою металевої стрічки. Стрічка закріплювалась і закручувалась на робочому диску 4, другий кінець з'єднувався з динамометром типу ДПУ-0,1-2 (ГОСТ 9409-60). Закручування виконувалось від 0° до 50° , що відповідало навантаженню 1030 Н. Тому жорсткість динамометра: $C = 1030 / 50 = 20,6$ Н/град, виміряна на радіусі робочого диска динамометра, рівного 110 мм.

Для вивчення багаточинникових систем, до яких варто віднести обробку деталей різанням, зокрема торцеве фрезерування, потрібне використання статистичних методів планування експерименту. Суттю дослідження за допомогою планування експерименту є попереднє створення доцільних умов одночасного варіювання значень досліджуваних чинників та фіксації параметра дослідження [17, 20, 21].

Результатом такого дослідження є побудова ідентифікаційної статистичної регресійної моделі, що складається з вільного члена, коефіцієнтів впливу та взаємовпливу окремих чинників на силу різання для вибору оптимальної форми і геометричних параметрів ножів ТФ. Визначення коефіцієнтів моделі виконується на основі результатів всіх дослідів, що призводить до підвищення точності, зменшення кількості дослідів та збільшення інформативності моделі.

Експериментальні дослідження проводились на вертикально-фрезерному верстаті моделі 6P12 (доведеної до відповідної норми точності (H)) за допомогою фізичного моделювання – торцевого фрезерування свинцевої заготовки розмірами $80 \times 120 \times 320$ мм. Обробка проводилася окремо різними видами ножів, характеристики яких наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Характеристики ножів торцевих фрез

№	Форма різальної частини ножа	Геометричні параметри леза							
		з головною різальною кромкою				з допоміжною різальною кромкою			
		γ	α	φ	λ	γ_1	α_1	φ_1	λ_1
1	Призматичний ніж з трьома плоскими гранями та вершиною (стандартний)	-2°	12°	68°	8°	-12°	12°	8°	8°
2	Безвершинний ніж з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями $R_z = 50$ мм	-11°	11°	22°	4°	-10°	10°	0°	-2°
3	Безвершинний ніж з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями $R_n = 50$ мм	-8°	8°	11°	-40°	-10°	10°	0°	0°
4	Безвершинний ніж з опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями $R_z = 50$ мм, $\theta = 33^\circ$	16°	11°	10°	20°	17°	12°	0°	40°
5	Безвершинний ніж з ввігнутою конічною передньою та циліндричною задньою поверхнями $R_z = 50$ мм, $\theta = 33^\circ$	20°	11°	10°	2°	22°	12°	0°	6°

Планування експерименту передбачає отримання моделей – залежностей тангенціальної складової сили різання P_T від елементів режимів різання (подачі, швидкості та глибини різання) для кожної з форм ножів. В кодованому вигляді сила різання P_T позначається як y . Експеримент передбачає варіювання чинників на двох рівнях. Можлива кількість N поєднань чинників в цьому випадку: $N = 2^k$. Кількість чинників $k = 3$. Тому кількість дослідів дорівнює 8.

Верстат моделі 6P12 має східчасті коробки швидкостей та подач, що не дозволяє встановлювати значення швидкості різання та подачі y відповідності до вимог плану повного чинникового експерименту типу 2^3 . Тому в якості незалежних змінних x_i прийняті логарифми v , s та t . Рівні та інтервали варіювання наведені в табл. 2. Кодування незалежних змінних здійснювалось за допомогою залежності:

$$X_i = \frac{\lg x_i - \lg x_{i0}}{\Delta x_i}, \quad (1)$$

Таблиця 2 – Рівні та інтервали варіювання елементів режимів різання

Рівень варіювання	s , мм/хв	$x_1(\lg s)$	v , м/хв	$x_2(\lg v)$	t , мм	$x_3(\lg t)$
(+1)	31,5	1,4983	69	1,8388	2,5	0,3979
0	–	1,4510	–	1,7924	–	0,3522
(-1)	25	1,3979	55	1,7404	2	0,3010
Інтервал варіювання	–	1,4481	–	1,7896	–	0,3495

Для зменшення впливу випадкових похибок кожний дослід повторювався 3 рази, тобто експеримент проводився при рівномірному дублюванні дослідів. При такому дублюванні експеримент відрізняється підвищеною точністю, а математична обробка експериментальних даних – простотою.

Розглянемо експериментальні дані моделювання процесу торцевого фрезерування ножом з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями. Експеримент здійснювався за допомогою матриці планування багаточинникового експерименту (табл. 3), в якій використовуються кодовані значення чинників.

Таблиця 3 – Матриця планування експерименту

№	x ₀	x ₁	x ₂	x ₃	x ₁ x ₂	x ₁ x ₃	x ₂ x ₃	x ₁ x ₂ x ₃	y ₁	y ₂	y ₃	\bar{y}_j	s_j^2	s _j
1	+	-	-	+	+	-	-	+	3,02247	2,90757	3,00689	2,97898	0,00388	0,06233
2	+	+	-	+	-	+	-	-	3,08764	2,98078	3,07700	3,04847	0,00347	0,05887
3	+	-	+	+	-	-	+	-	3,03153	2,96009	2,99074	2,99412	0,00128	0,03584
4	+	+	+	+	+	+	+	+	3,00052	2,99074	2,97396	2,98841	0,00018	0,01343
5	+	-	-	-	+	+	+	-	2,90757	2,86581	2,95655	2,90998	0,00206	0,04542
6	+	+	-	-	-	-	+	+	3,03751	3,03751	3,04914	3,04139	0,00005	0,00671
7	+	-	+	-	-	+	-	+	2,92706	2,94206	2,93837	2,93583	0,00006	0,00782
8	+	+	+	-	+	-	-	-	2,96360	2,98078	2,95655	2,96698	0,00016	0,01246

Обробка експериментальних даних:

1. Для кожного рядка матриці планування за результатами *n* паралельних досліджень розраховуємо: \bar{y}_j – середнє арифметичне значення параметру (2) дослідження; дисперсію s_j^2 (3) дослідження для оцінки відхилень параметру y_{ju} від його середнього значення; помилка s_j (4) дослідження (табл. 1):

$$\bar{y}_j = \frac{1}{n} \sum_{u=1}^n y_{ju} , \quad (2)$$

$$s_j^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{u=1}^n (y_{ju} - \bar{y}_j)^2 , \quad (3)$$

$$s_j = + \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{u=1}^n (y_{ju} - \bar{y}_j)^2} , \quad (4)$$

де *u* – номер паралельного дослідження;

y_{ju} – значення параметру дослідження в *u*-му паралельному дослідженні *j*-й рядок матриці.

2. За допомогою G-критерію Кохрена перевіряють однорідність ряду дисперсій:

$$G_p = \frac{s_{\max}^2}{s_1^2 + s_2^2 + \dots + s_N^2} = s_{\max}^2 / \sum_{j=1}^N s_j^2 = \frac{0,00388}{0,01114} = 0,34829 . \quad (5)$$

Це означає, що дисперсії однорідні, тому що розрахункове значення G_p -критерію не перевищує табличного значення $G_{табл}$ -критерію ($G_{табл} = 0,5157$) та вказує на те, що значення *y* відповідає нормальному закону розподілу, тому дисперсію s_y^2 відтворюваності експерименту розраховують за формулою (6):

$$s_y^2 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N s_j^2 = \frac{1}{8} \cdot 0,01114 = 0,00139 . \quad (6)$$

3. За результатами експерименту розраховують коефіцієнти моделі. Вільний член b_0 визначають за формулою:

$$b_0 = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \bar{y}_j. \quad (7)$$

Коефіцієнти регресії, які характеризують лінійні ефекти, розраховують за формулою:

$$b_i = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N x_{ij} \bar{y}_j. \quad (8)$$

Коефіцієнти регресії, які характеризують ефекти взаємодії чинників, визначають за формулою:

$$b_{il} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N x_{ij} x_{lj} \bar{y}_j. \quad (9)$$

Таким чином, значення коефіцієнтів регресії:

$$\begin{aligned} b_0 &= 2,98302 & b_2 &= -0,01169 & b_{12} &= -0,02193 & b_{23} &= 0,00045 \\ b_1 &= 0,02829 & b_3 &= 0,01948 & b_{13} &= -0,01235 & b_{123} &= 0,00313 \end{aligned}$$

4. Далі необхідно перевірити їх значущість. Це можливо зробити порівнянням абсолютної величини коефіцієнта з довірчим інтервалом. Довірчий інтервал розраховують після визначення дисперсії коефіцієнтів регресії.

Дисперсію $s^2\{b_i\}$ i -го коефіцієнта визначають за формулою:

$$s^2\{b_i\} = \frac{1}{nN} s_y^2 = \frac{1}{3 \cdot 8} \cdot 0,00139 = 0,00006. \quad (10)$$

Довірчий інтервал Δb_i знаходять за формулою:

$$\Delta b_i = \pm t_{\text{мабл}} \cdot s\{b_i\} = \pm 2,12 \cdot \sqrt{0,00006} = \pm 0,01611, \quad (11)$$

де $t_{\text{мабл}}$ – табличне значення критерію ($t_{\text{мабл}} = 2,12$) при прийнятому рівні значущості та числі степенів свободи $f = (n - 1) \cdot N$.

Незначущими є коефіцієнти: b_2 , b_{13} , b_{23} , b_{123} , тому що не перевищують довірчий інтервал Δb_i . Статистично незначущі коефіцієнти можуть бути виключені з рівняння.

Таким чином, рівняння регресії має вигляд:

$$y = 2,98302 + 0,02829 \cdot X_1 + 0,01948 \cdot X_3 - 0,02193 \cdot X_1 X_2.$$

5. Після розрахунку коефіцієнтів моделі і перевірки їх значущості визначають дисперсію адекватності за формулою:

$$s_{\text{ад}}^2 = \frac{n \sum_{j=1}^N (\bar{y}_j - \hat{y}_j)^2}{f} = \frac{n \sum_{j=1}^N (\bar{y}_j - \hat{y}_j)^2}{N - (k + 1)} = \frac{3 \cdot 0,00239}{4} = 0,00179. \quad (12)$$

де \hat{y}_j – значення параметра дослідження, який вираховується за моделлю для умов j -го досліджу.

6. Останнім етапом обробки результатів експерименту є перевірка гіпотези адекватності знайденої моделі за F - критерієм Фішера:

$$F_p = \frac{s_{ad}^2}{s_y^2} = \frac{0,00179}{0,00139} = 1,29. \quad (13)$$

При значенні $F_{табл} = 3,0$, це означає що $F_p < F_{табл}$, а тому модель вважають адекватною.

Аналогічно проводилась обробка результатів експериментальних досліджень торцевого фрезерування іншими формами ножів. Всі моделі є адекватними.

Торцеве фрезерування ножем з ввігнутою конічною передньою та циліндричною задньою поверхнями характеризувалось найбільшою довжиною контакту стружки з передньою поверхнею, що призвело до миттєвого забиття стружкою, і тому дослідження не вдалося провести.

Таким чином, ідентифікаційні моделі сили різання – рівняння регресії в кодованих значеннях чинників при фрезеруванні:

– ножем призматичним вершинним стандартним:

$$y = 3,14073 + 0,0373 X_1 - 0,03926 X_2 + 0,08173 X_3 - 0,02826 X_1 X_3 + 0,03561 X_2 X_3 - 0,02332 X_1 X_2 X_3 \quad (14)$$

– ножем з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями:

$$y = 3,34988 + 0,00971 X_1 + 0,05136 X_2 + 0,07308 X_3 + 0,02513 X_1 X_3 - 0,01256 X_1 X_2 X_3 \quad (15)$$

– ножем з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$y = 2,98302 + 0,02829 X_1 + 0,01948 X_3 - 0,02193 X_1 X_2 \quad (16)$$

– ножем з опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$y = 2,36861 - 0,04485 X_1 - 0,05578 X_2 + 0,03329 X_1 X_2 \quad (17)$$

З залежностей (14) – (17) видно, що найбільше значення вільного члена характерне для ножа з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями. Це може бути пояснено сходженням елементарних потоків стружки на плоскій передній поверхні (рис. 1,б), що породжує стиску силу вздовж різальної кромки ножа. Найменші значення вільного члена, характерні для ножів з циліндричною або конічною передніми поверхнями, може бути пояснено розходженням елементарних потоків стружки (рис. 2, а, б), що породжує зусилля розтягу вздовж різальної кромки. Тангенціальна складова сили різання при обробці першими трьома ножами при збільшенні подачі збільшується, а при обробці ножем з циліндричною передньою поверхнею – зменшується. Найбільш суттєво впливає подача на силу різання при обробці стандартним вершинним ножем. В свою чергу, збільшення швидкості різання призводить до зменшення сили різання при обробці ножем з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями та ножем з конічною передньою поверхнею, а при обробці ножем з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями швидкість не впливає на силу різання. Збільшення глибини різання при обробці першими трьома ножами призводить до збільшення сили різання, але більш суттєво впливає при обробці стандартним вершинним ножем. Для ножа з конічною передньою поверхнею внаслідок великих позитивних значень передніх кутів вплив глибини різання не є значущим. Найбільшим коефіцієнтом взаємодії змішаних чинників є одночасний вплив швидкості та глибини різання в моделі для стандартного ножа та одночасний вплив подачі та швидкості різання в моделі для ножа з конічною передньою поверхнею.

Таким чином, математична модель для вершинного призматичного ножа характеризується силами різання більшими, ніж модель для ножів з опуклими передніми поверхнями і меншими, ніж для ножа з плоскою передньою поверхнею, що є

підтвердженням даних літературних джерел [6–13] щодо негативного впливу підвищеної величини гідростатичного тиску на величину сили різання.

Скориставшись виразом (1), перетворимо кодовані значення залежностей (14) – (17) в логарифмічні:

– ніж призматичний вершинний стандартний:

$$\lg P_T = 3,14073 + 0,0292 \lg s - 0,05519 \lg v + 0,14584 \lg t - 0,00973 \lg s \lg t + 0,09433 \lg v \lg t + 0,0091 \lg s \lg v - 0,02575 \lg s \lg v \lg t \quad (18)$$

– ніж з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями:

$$\lg P_T = 3,2531 - 0,0196 \lg s + 0,0216 \lg v + 0,101 \lg t + 0,075 \lg s \lg t + 0,005 \lg s \lg v + 0,02 \lg t \lg v - 0,014 \lg s \lg v \lg t \quad (19)$$

– ніж з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$\lg P_T = 2,91304 + 0,0347 \lg s + 0,01228 \lg v + 0,05574 \lg t - 0,00845 \lg s \lg v \quad (20)$$

– ніж з опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$\lg P_T = 2,50284 - 0,54 \lg s - 0,04982 \lg v + 0,01285 \lg s \lg v \quad (21)$$

Потенціюючи вирази (18) – (21), отримаємо залежності для визначення тангенціальної складової сили різання:

– ножем призматичним вершинним стандартним:

$$1) P_T = 1234,4 \cdot \frac{s^{0,03} \cdot t^{0,15} (vt)^{0,09} (sv)^{0,01}}{v^{0,06} \cdot (st)^{0,01} \cdot (svt)^{0,03}};$$

– ножем з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями:

$$2) P_T = 1791 \cdot \frac{v^{0,02} \cdot t^{0,1} \cdot (st)^{0,08} (vt)^{0,02} (sv)^{0,005}}{s^{0,02} \cdot (svt)^{0,014}};$$

– ножем з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$3) P_T = 818,5 \cdot \frac{s^{0,035} \cdot v^{0,012} \cdot t^{0,056}}{(sv)^{0,008}};$$

– ножем з опуклою конічною передньою та плоскою задньою поверхнями:

$$4) P_T = 318,3 \cdot \frac{(sv)^{0,013}}{s^{0,54} \cdot v^{0,05}}.$$

При максимальних значеннях режимів різання ($s = 31,5$ мм/хв, $v = 69$ м/хв, $t = 2,5$ мм) значення тангенціальної складової сили різання при обробці ножем стандартним в 2 рази більше, а при обробці ножем з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями – в 3,7 рази більше, ніж при обробці ножем з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями. Це можна пояснити для останньої форми ножа зниженням величини гідростатичного тиску в зоні різання, зменшенням площі дотику стружки з передньою поверхнею ножа та зниженням величин сил внутрішнього та зовнішнього тертя.

Висновки

Таким чином, завдяки фізичному моделюванню процесу торцевого фрезерування було отримано залежності для визначення тангенціальної складової сили різання при обробці такими формами ножів: призматичним стандартним, з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями, з плоскою передньою та циліндричною задньою поверхнями, з конічною передньою та плоскою задньою поверхнями. Аналіз цих моделей показує, що обробка ножами з опуклими передніми поверхнями (циліндричною та конічною) характеризується найменшими силами

різання. Разом з тим, при виготовленні та експлуатації більш технологічними є ножі з циліндричною передньою та плоскою задньою поверхнями, які мають найбільшу міцність лез ножів завдяки негативним значенням передніх кутів. Це зайвий раз підтверджує, що перевагою безвершинних ножів відносно стандартних вершинних є відсутність вразливості до зношування вершини, що означає його високу працездатність і стійкість та можливість використання в ТФ при обробці ВОМ.

Для подальшого використання вибраної форми ножа передбачається виконувати оптимізацію режимів різання при обробці ВОМ за одним з критеріїв оптимізації: площинністю, хвилястістю або шорсткістю плоских поверхонь деталей.

На основі результатів фізичного моделювання встановлено доцільність використання ножів з циліндричною передньою і плоскою задньою поверхнями з заданими їх геометричними параметрами в базових точках різальних кромки [22].

Література

1. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Высш. шк., 1974. – 590 с.
2. Подпоркин В.Г., Бердников Л.Н. Фрезерование труднообрабатываемых материалов. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1983. – 136 с.
3. Производительная обработка нержавеющей и жаропрочных материалов. // Под ред. Н.И. Резникова. – М.: Машгиз, 1960. – 200 с.
4. В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев, Т.Н. Лоладзе, М.Ф. Полетика и др. Развитие науки о резании металлов. – М.: Машиностроение, 1967. – 416 с.
5. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз. – 1956.–364 с.
6. Армарего И. Дж. А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977.–325 с.
7. Верещагин Л.Ф., Шапочкин В.А. Влияние гидростатического давления на сопротивление сдвигу в твердых телах. Физика металлов и металловедение. – Том 9.– Вып. 2. – 1960.– С. 258–264.
8. Шапочкин В.А. Механические свойства специальных сталей и сплавов под высоким гидростатическим давлением. Физика металлов и металловедение. – Том 9.– Вып. 2. – 1960.– С. 303–305.
9. Львов Н.П. Угол сдвига при свободном прямоугольном резании. – Известия Вузов. Изд. “Машиностроение”, №11, 1973.–С. 120–126.
10. Зорев Н.Н., Дель Г.Д., Гольдшмидт М.Г., Дель В.Д. Напряженное состояние в зоне стружкообразования // Вестник машиностроения. – №7.– 1969. – С. 71–73.
11. Жуков Ю.Н. Механизм и схема процесса стружкообразования при несвободном резании материала. – Известия Вузов. Изд. “Машиностроение”, №9, 1985.–С. 138–141.
12. Roth R.N. The effect of positive and negative strain hardening rates on stress distributions in orthogonal machining. Int. J. Mach. Tool Des. and Res., 1977, 17, № 1, 39–46.
13. Железнов Г.С. Определение угла сдвига при резании металлов. – Известия Вузов. Машиностроение, №4–6. - 1998.–С. 105–108.
14. Струтинський В.Б., Мельничук П.П. Математичне моделювання металорізальних верстатів: Монографія. – Житомир: ЖІТІ, 2002. – 570 с.
15. Краснощеков П.С., Петров А.А. Принципы построения моделей. – М.: Изд-во МГУ, 1983. – 264 с.
16. Р. Шеннон. Имитационное моделирование систем – искусство и наука./Перевод с англ. под ред. Е.К.Масловского. – М.: Мир, 1978. – 420 с.
17. Пляскин И.И. Оптимизация технических решений в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1982. – 176 с.
18. Неуймин Я.Г. Модели в науке и технике. История, теория, практика./Под ред. Н.С. Соломенко. – Л.: Наука, 1984. – 190 с.
19. Игнатьев М.Б. и др. Моделирование системы машин / М.Б. Игнатьев, В.З. Ильевский, Л.П. Клауз. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1986. – 304 с.
20. Спиридонов А.А. Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. – М.: Машиностроение, 1981.– 184 с.
21. Душинский В.В., Пуховский Е.С., Радченко С.Г. Оптимизация технологических процессов в машиностроении. /Под общей редакцией Г.Э. Таурита. – К.: Техніка, 1977.–176 с.
22. Глембоцька Л.Є. Проектування різальної частини ножа торцевої фрези //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. – Ж.: ЖДТУ, 2005. – Вип.. 2. – С. 184–196.

Одержано 18.06.2008 р.