

П.П. Мельничук, д.т.н., проф.

Я.А. Степчин, к.т.н., доц.

Житомирський державний технологічний університет

## ДИНАМІКА ПРОЦЕСУ ТОРЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ ПРИ ЗНОШУВАННІ РІЗАЛЬНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

*У статті розглянуто відмінності динаміки процесу різання при торцевому фрезеруванні і точинні. Визначено основні фактори віброактивності процесу торцевого фрезерування. Наведено результати досліджень впливу на динаміку чистового торцевого фрезерування величини зношування різального елемента.*

**Постановка проблеми.** Одним із варіантів вирішення питання підвищення продуктивності чистової обробки плоских поверхонь корпусних, базових та інших деталей з чавунів і загартованих сталей є заміна шліфування чистовим торцевим фрезеруванням [1, 2]. Використання нових інструментальних матеріалів (гексаніту-Р, ельбору-Р та ін.) дозволяє підвищити швидкість обробки до 40 м/с та подачу на зуб в межах 0,005...0,1 мм/зуб із досягненням параметрів якості обробленої поверхні відповідним шліфуванню. Але підтримка необхідного рівня якості обробленої поверхні (перш за все шорсткості та площинності) протягом усього часу обробки залежить від багатьох факторів: конструкції фрези, розміщення та типу кріплення різальних елементів, їх геометрії, параметрів інструментального та оброблюваного матеріалів, верстата, базування фрези та заготовки, форми обробленої поверхні та ін. [1, 3]. Основна частина вказаних факторів визначається наперед, окремі змінюються під час обробки, (наприклад, зношування різальних елементів), або не можуть бути наперед задані – зміна припуску, місцевої твердості оброблюваної поверхні, теплові деформації.

Проблема досягнення та підтримки необхідної якості чистової обробки плоских поверхонь може бути вирішена при визначенні взаємовпливу інтенсивності зношування різальних елементів, особливо з високоміцних, але крихких надтвердих матеріалів (НТМ), з рівнем і характеристикою вібрацій, що виникають у обробній системі під час різання.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Використання стандартних торцевих фрез для чистової обробки плоских поверхонь супроводжується нерівномірним зношуванням різальних кромок, ударами на вході та виході в зонах контакту з заготовкою, биттям різальних кромок; нерівномірністю навантаження окремих ножів та ін. [1, 3]. Одним зі шляхів покращання якості обробленої поверхні є використання нових конструкцій фрез та схем різання [2–4] із застосуванням:

- конструкцій фрез з груповою схемою різання (з розміщенням груп різальних елементів по висоті відносно корпусу фрези або відстані від її осі, діленням на чистові та чорнові) та розташуванням різальних елементів (ножів) на різних спіралях корпусу фрези (спіралях Ферма, Архімеда, логарифмічних спіралях);
- косокутної геометрії різальних кромок та безвершинної форми різальної частини леза;
- верстатів з високою вібростійкістю, беззazorною установкою шпинделя та достатньою його збалансованістю;
- якісного способу встановлення фрези на верстаті.

Перераховані заходи, певною мірою, знижують віброактивність процесу фрезерування за рахунок збільшення жорсткості обробної системи, забезпечення рівномірності процесу різання окремим ножем, групою ножів, нормуванням розподілення припуску, зменшення сил різання та покращання процесів стружкоутворення. Фактором правильного вибору конструкції фрези та геометрії різальних лез є моделювання динамічних процесів у технологічній обробній системі (ТОС).

Питання динаміки процесу різання взагалі [5–8] та фрезерування зокрема [1, 8–10], опрацьовані досить глибоко, зі складанням детермінованих та стохастичних моделей. Але недостатньо розглянуто вплив зміни динаміки процесів торцевого фрезерування з часом зношування різальних елементів на основні параметрів якості та продуктивності процесів чистової обробки.

Експериментальні та теоретичні дослідження [9, 11, 12] впливу вібрацій (як автоколивань, так і вібрацій, примусово введених у зону різання) при обробці конструкційних сталей та сплавів на стійкість торцевих фрез, шорсткість і хвилястість оброблених поверхонь вказують на чітку їх взаємозалежність:

- на будь-якій частоті коливань в обробній системі існує оптимальний рівень амплітуди (10–25 мкм) коливань, відхилення від якого призводить до зниження стійкості інструментів (рис 1, б);
- між амплітудою коливань ( $A$ ), шорсткістю ( $R_a$ ) та хвилястістю ( $W_z$ ) обробленої поверхні існує чітка залежність, яка дозволяє встановлювати обмеження за амплітудою при заданих умовах якості обробки, режимах різання та геометрії різальних елементів за емпіричними формулами (1) та (2):

$$R_a = C_{Ra} \frac{s^{y_{Ra}} t^{x_{Ra}} \alpha^{n_{Ra}} A^{\lambda_{Ra}}}{V^{z_{Ra}} \gamma^{m_{Ra}}}, \quad (1)$$

$$W_z = C_W A^{\lambda_W}, \quad (2)$$

де  $C_{Ra}$ ,  $C_W$ ,  $y_{Ra}$ ,  $x_{Ra}$ ,  $n_{Ra}$ ,  $\lambda_{Ra}$ ,  $z_{Ra}$ ,  $m_{Ra}$ ,  $\lambda_W$  – відповідні обраному обробленому матеріалу значення коефіцієнтів та показників степеня,  $s$ ,  $t$ ,  $V$ ,  $\gamma$ ,  $\alpha$  – параметри режиму різання та геометрії різальної частини інструмента.

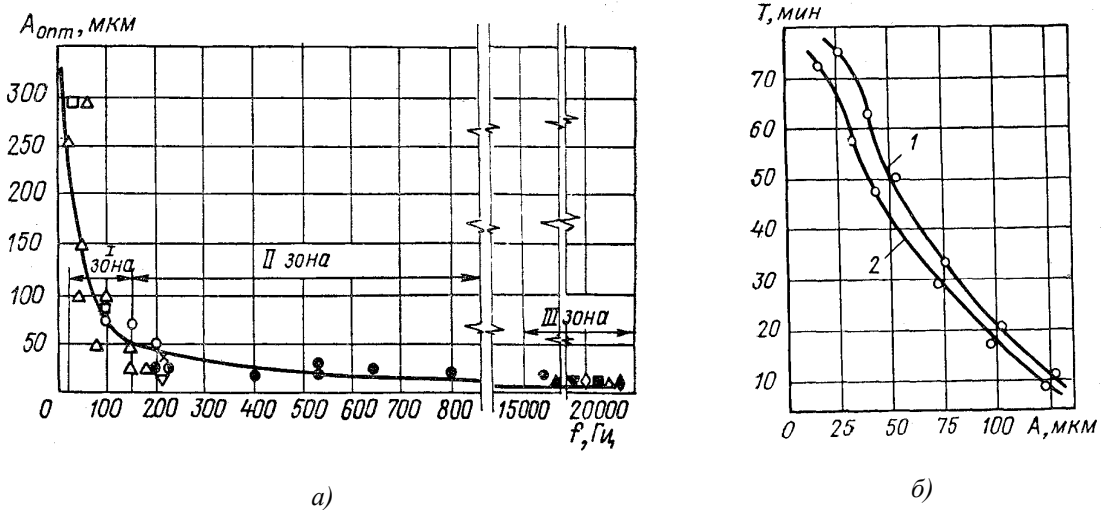


Рис. 1: а – залежність оптимального значення амплітуд коливань від їх частоти за даними різних спеціалістів, б – залежність стійкості інструмента від амплітуди автоколивань при торцевому фрезеруванні на верстаті 6П10 (1) та 6Н82 (2) [9]

Вплив геометрії різального леза на шорсткість обробленої поверхні та стійкість торцевої фрези загальновідомий, але часто протилежний. Форма різального леза з використанням малих кутів у плані та особливо зачисних кромки з довжиною, більшою за величину подачі на оборот, призводить до збільшення сили різання. Перш за все осьової складової, що безпосередньо впливає на точність обробки та якість обробленої поверхні [1, 4].

Якщо розглядати конструкції прогресивних фрез групового різання з косокутною геометрією [1, 2, 13], великі кути нахилу головної різальної кромки  $\lambda$  призводять до підвищення стійкості різального леза [14] (значення найвигідніших передніх кутів  $\gamma = -1^\circ \dots -10^\circ$ , задніх кутів  $\alpha = 10^\circ \dots 15^\circ$ ), що відповідає даним [15, 16]. Але великі значення кута  $\lambda$  обумовлюють значну зміну допоміжних передніх кутів (при  $\lambda = 30^\circ$ , допоміжний  $\gamma_1 = -31^\circ$ ). Це унеможливує отримання високої чистоти обробленої поверхні при малих товщинах зрізу (коли довжини робочої частини головної різальної кромки і допоміжної близькі за довжиною). Задовільне вирішення цієї проблеми – використання кругової різальної кромки замість зачисної [16].

Взагалі відомі найвигідніші геометричні параметри різального леза прямокутного різання для забезпечення якості чистової обробки [1, 14]. Але вплив нахилу різальної кромки на шорсткість обробленої поверхні неоднозначний. Так у роботі [14] вказується, що збільшення кута  $\lambda$  при точінні різцями з одною різальною кромкою збільшує висоту мікронерівностей. Навпаки, у [15] підтверджується можливість досягнення високої чистоти поверхні при правильному підборі параметрів режиму різання. Дані про оптимальний розмір кута  $\lambda$  дуже обмежені і значно відрізняються, залежно від того, які досяжні параметри обрані основними – стійкість інструмента, якість чи продуктивність обробки, мінімум сили різання [15, 16].

Також важливим фактором впливу на процес різання є величина фазової характеристики сили різання (відставання  $\tau$ ) [5, 6, 9, 12]. Результати дослідження залежності від  $\tau$  параметрів якості обробленої поверхні при різних видах лезової обробки надано в [9]. Представлена екстремальна залежність квадратичного критерію хвилястості обробленої поверхні  $W_k$  від фазової характеристики сили різання: значення  $W_k$  зростає у 10 разів при наближенні величини відставання  $\tau$  до  $\pi/2$  (розглянуто діапазон зміни  $\tau = 0 \dots 6/4 \pi$ ).

Отже з необхідністю забезпечення максимальної продуктивності процесів чистового торцевого фрезерування при підтримці високих параметрів якості обробленої поверхні постало питання оцінки

взаємовпливу змінних у часі параметрів динаміки процесу торцевого фрезерування та зношування різальних елементів.

**Мета дослідження.** Виконати аналіз динамічних характеристик процесу чистового торцевого фрезерування за рахунок врахування зміни геометрії різальних елементів та сили різання з метою визначення раціональних (за рівнем вібрацій) умов роботи торцевих фрез.

**Викладення основного матеріалу.** Першочергово необхідно визначити обмеження, які встановлюються для будь-якої обробної системи торцевого фрезерування кінцевою якістю обробленої поверхні та максимальною стійкістю інструмента.

Для забезпечення шорсткості  $R_a \leq 1,25$  мкм (що є обов'язковою умовою при заміні шліфування чистовим торцевим фрезеруванням [1]) амплітуда домінуючих коливань в обробній системі повинна становити не більше 5 мкм (на частотах 10–15 кГц), максимальна стійкість фрези забезпечується при амплітудах коливань у системі близьких до 15 мкм (рис. 1) [9].

Вказані оптимальні значення параметрів коливань в обробній системі обмежують використання схем групового різання із застосуванням чорнових та чистових різальних елементів, принаймні для забезпечення одночасної максимальної їх стійкості.

Важливим параметром впливу на якість обробленої поверхні є фазова характеристика сили різання ( $\tau$ ), яка узагальнено визначає ступінь впливу динамічної складової сили різання на збудження автоколивань у обробній системі (максимум погіршення якості досягається при  $\tau = \pi/2$ ), які завжди виникають на частотах, близьких до однієї з власних частот обробної системи [8, 9, 12, 17].

Математична модель динаміки процесу різання [5, 8] може бути представлена у вигляді трансформуючої функції як для точіння, так і для торцевого фрезерування фрезою з одним різальним елементом зі спрощеннями та обмеженнями, наведеними автором:

$$W_p = \frac{y_t(s)}{p_t(s)} = \frac{K_p(T_{ap}^2 s^2 + T_{ay} s + 1)}{(T_p s + 1)}, \quad (3)$$

де  $p_t$  – динамічна складова сили різання, обумовлена зміною припуску;  $y_t$  – зміна припуску залежно від часу (по перпендикуляру до обробленої поверхні);  $T_p$  – постійна часу процесу різання;  $T_{ap}$ ,  $T_{ay}$  – коефіцієнти, які враховують особливості геометрії різального леза, кінематики та динаміки процесу різання;  $K_p$  – коефіцієнт передачі процесу різання.

Складова сили різання, яка переважно впливає на показник шорсткості та точності обробки при поздовжньому точінні –  $P_y$ , торцевому фрезеруванні – осьова сила  $P_o$ . При переході від поздовжнього точіння з постійним перерізом зрізаного шару (без врахування впливу динамічної складової сили різання) до торцевого фрезерування фрезою з одним різальним елементом (як варіант – стандартною фрезою без розділення припуску) від входу до виходу з різання різального леза параметри перерізу зрізу будуть постійно змінюватися. Значення товщини зрізаного шару можуть бути обчислені за формулою [13]:

$$a = S_z \sin \psi \sin \varphi, \quad (4)$$

де  $\psi$  – центральний кут, що визначає положення ножа в момент різання;  $\varphi$  – кут у плані головної різальної кромки;  $S_z$  – подача на зуб фрези.

Крім того, додаткове динамічне навантаження на обробну систему викликає стрибкоподібне зростання (падіння) сили різання при вході (виході) ножа в контакт з заготовкою. Частота цього впливу кратна кількості ножів фрези  $z$  та частоті її обертання  $n$ . Наближено найвища частота вимушених збуджуючих коливань може бути визначена за формулою:

$$\nu = 2zn/60. \quad (5)$$

Коливання складної багатомасової системи відбувається на одній з її власних частот [7, 17], а близькість частоти змушених коливань до власних викликає стрибкоподібне збільшення амплітуди, величина якої залежить від рівня розсіювання енергії у системі. У таблиці 1 наведено значення частот вимушених коливань, розрахованих за формулою (5) для різних типів торцевих фрез, оснащених різальними елементами з надтвердих інструментальних матеріалів (НТМ).

Перша власна частота системи заготовки (найнижча з частот еквівалентної динамічної технологічної обробної системи – ТОС) фрезерного верстата 6П10 становить 240...280 Гц [9]. Відповідно за таблицею 1, для максимальних швидкостей обробки заготованих сталей періодична частота коливань сили різання обумовлена входом-виходом окремого різального елемента з контакту із заготовкою нижча за найнижчу частоту власних коливань ТОС – резонансу не відбуватиметься. Для фрез [2, 18] частота розрахованої змушуваної сили є умовною, бо в конструкцію введено нерівномірність кутового кроку розміщення ножів.

Таблиця 1

Тип фрези	З одним	Стандартні фрези	З несиметричним	З формою
-----------	---------	------------------	-----------------	----------

	різальним елементом	[19, 20]		розташуванням різальних елементів		корпусу у вигляді тора [3]
				[2]	[18]	
Діаметр фрези $D^1$ , мм	125	125	400	250	300	200
$V^2 / n$ , м/хв., хв. <sup>-1</sup>	180 / 460	180 / 460	180 / 143	180 / 230	180 / 191	160 <sup>3</sup> / 255
Кількість різальних елементів (ножів) $z$	1	12	32	12	24	22
Частота $v^4$ , Гц	15,3	183	152	92	184	140

*Примітка:* <sup>1</sup> – Діаметр розташування найвіддаленішого від осі фрези різального елемента; <sup>2</sup> – максимальна швидкість різання, рекомендована [20]; <sup>3</sup> – за даними автора; <sup>4</sup> – за умови, що всі різальні елементи беруть участь у різанні.

Зміна осьової сили  $P_o$  при зношуванні різального леза не визначається при розрахунках за поширеними емпіричними формулами [19], але може бути врахована залежностями, наведеними у [21], які достатньо точно відповідають дослідним даним [1, 13]:

$$\sum_1^m P_o = 0,28 S_k \left\{ S_z \cdot t_p K_2 \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi - \beta) \times \right. \\ \left. \times \sum_1^m \sin^2 \psi + l_p (\delta_o + \delta) \frac{1}{f} \cos \varphi_{cp} \sum_1^m \sin \psi \right\}, \quad (6)$$

де  $S_k$  – дійсна напруга оброблюваного матеріалу при розриві;  $t_p$  – глибина різання;  $K_2$  – безрозмірний коефіцієнт, що залежить від значень  $\xi$  і  $\gamma$ ;  $\xi$  – усадка стружки;  $\gamma$  – передній кут;  $m$  – число ножів, що беруть участь у різанні в поточний час;  $l_p$  – загальна довжина всіх робочих ділянок різальних кромки ножа;  $\delta_o$  – ширина контакту ножа з оброблюваною поверхнею без наявності фаски зношування;  $\delta$  – ширина фаски зношування по задній поверхні;  $\eta$  – кут тертя;  $\varphi$  – головний кут у плані;  $f$  – коефіцієнт тертя в контакт;  $\beta$  – кут сходу стружки.

Розраховане миттєве значення осьової сили  $P_o$  визначає величину коефіцієнта передачі процесу різання ( $K_p = P_o / a$ ) і залежить від параметрів, що повільно змінюються у часі:

- поточного положення ножа відносно заготовки при різанні (залежить від кута  $\psi$ , змінюється з частотою обертання фрези);
- величини фаски зношування по задній поверхні різального леза  $\delta$ ;
- коефіцієнта усадки стружки  $\xi$ , який може змінюватися при чистовій обробці (товщина зрізу, близька до радіуса округлення різальної кромки) залежно від величини зношування різального леза;
- параметрів, що можуть змінювати свої значення при зношуванні різального леза –  $\gamma$ ,  $l_p$ , – та безрозмірного комплексу  $K_2$ , залежного від раніше наведених параметрів.

Два доданки формули (5) змінюються зі зношуванням різального леза по-різному.

Доданок  $S_z t_p K_2 \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi - \beta) \sin^2 \psi$  залежить, в першу чергу, від параметрів перерізу зрізаного шару (якщо не враховувати загальний множник  $S_k$ , який характеризує оброблюваний матеріал) та кутів, що визначають процес стружкоутворення. В межах зміни фаски зношування по задній поверхні, яка відповідає чистовому торцевому фрезеруванню, перший доданок формули (5) можна у першому наближенні вважати незмінним.

Із складників другого доданку  $l_p (\delta_o + \delta) \frac{1}{f} \cos \varphi_{cp} \sum_1^m \sin \psi$  множник  $\delta_o + \delta$  безпосередньо залежить від фаски зношування по задній поверхні і за даними [1, 2] збільшується для вибраних умов від 0,3 до 0,8 мм. Інші множники, як і в першому доданку, – це кути та довжина контакту стружки з передньою поверхнею різального леза, які характеризують процес стружкоутворення.

Визначимо зміну складових формули (4) для найпростішої схеми торцевого фрезерування фрезою з одним різальним елементом та власне усталеним процесом різання (утворення зливної стружки) в межах безперервного контакту леза з оброблюваною поверхнею.

Якщо прийняти ширину фрезерування торцевою фрезою  $B = 0,9D$ , товщина зрізаного шару змінюватиметься від мінімального ( $a = S_z \sin 26^\circ \sin \varphi$ ) до максимального значення ( $a = S_z \sin 90^\circ \sin \varphi$ ).

Використовуючи наведену модель (3), із врахуванням зміни коефіцієнтів  $T_{ap}$ ,  $T_{a\gamma}$  з часом зношування різального леза, є можливість побудувати та дослідити амплітудно-фазові частотні характеристики (АФЧХ) процесу торцевого чистового фрезерування (рис. 2).

Геометрія різального леза та параметри режиму різання прийняті за [1, 14]:  $\lambda = 45^\circ$ ,  $\varphi = 45^\circ$ ,  $\gamma = -10^\circ$ ,  $\alpha = 15^\circ$ ,  $V = 150$  м/хв.,  $S_z = 0,02$  мм/зуб.,  $t = 0,5$  мм.

При зростанні фаски зношування по задній поверхні різального леза змінюватимуться параметри  $T_a \sim h^2$  (ширина фаски зношування по задній поверхні)  $T_p$ , при врахуванні залежності сили різання від зміни товщини зрізу при коливаннях та коефіцієнт передачі  $K_p$  за рахунок зміни співвідношення  $P_o/a$ . Змінюється форма АФЧХ і характер впливу процесу різання на динаміку ТОС.

Побудовані АФЧХ враховують зміну постійної часу процесу різання  $T_p$  від початкового значення за лінійним законом (за даними [22, 23]) на 30 % при збільшенні фаски зношування різального леза по задній поверхні до 0,5 мм.

Графіки АФЧХ побудовані для максимального значення  $a$  та умов зростання коефіцієнта передачі процесу різання на 60 %.

На рисунку 2, а показано зміну АФЧХ у діапазоні частот від 0 до  $1,5 \cdot 10^5 \text{ c}^{-1}$  при зростанні фаски зношування від 0 до 0,3 мм (допустимі значення  $h$ )  $\omega_1 = 3,07 \cdot 10^4 \text{ c}^{-1}$ ,  $\omega_2 = 6,14 \cdot 10^4 \text{ c}^{-1}$ ,  $\omega_3 = 9,2 \cdot 10^4 \text{ c}^{-1}$ ,  $\omega_4 = 1,5 \cdot 10^5 \text{ c}^{-1}$ .

Рисунок 2, б ілюструє зміну АФЧХ при досягненні величини фаски зношування величин 0,4–0,5 мм (межа стійкості фрези, оснащеної НТМ [1]). Рисунок 2, в: відмінність у АФЧХ, які враховують зміну постійної часу процесу різання  $T_p$  і коефіцієнта передачі  $K_p$  при зношуванні різального леза (характеристики 5 та 6) та не враховують (5' та 6').

Побудовані АФЧХ, за уточненою математичною моделлю динаміки процесу різання (3), підтверджують експериментально визначену межу зношування різального леза з НТМ (фаска зношування по задній поверхні  $h = 0,4$  мм), наближення до якої призводить до швидкого зростання віброактивності процесу різання на частотах більших за 5 кГц. У діапазоні 5...10 кГц при збільшенні ширини фаски зношування від 0,3 до 0,4 мм при постійному  $\tau$  модуль характеристики процесу різання (відношення амплітуди сили різання і товщини зрізу на відповідній частоті нелінійний параметр зростання амплітуди коливань в ТОС [5, 7]) зростає на порядок. При збільшенні  $h$  від 0,4 до 0,5 мм – у 3...5 разів.

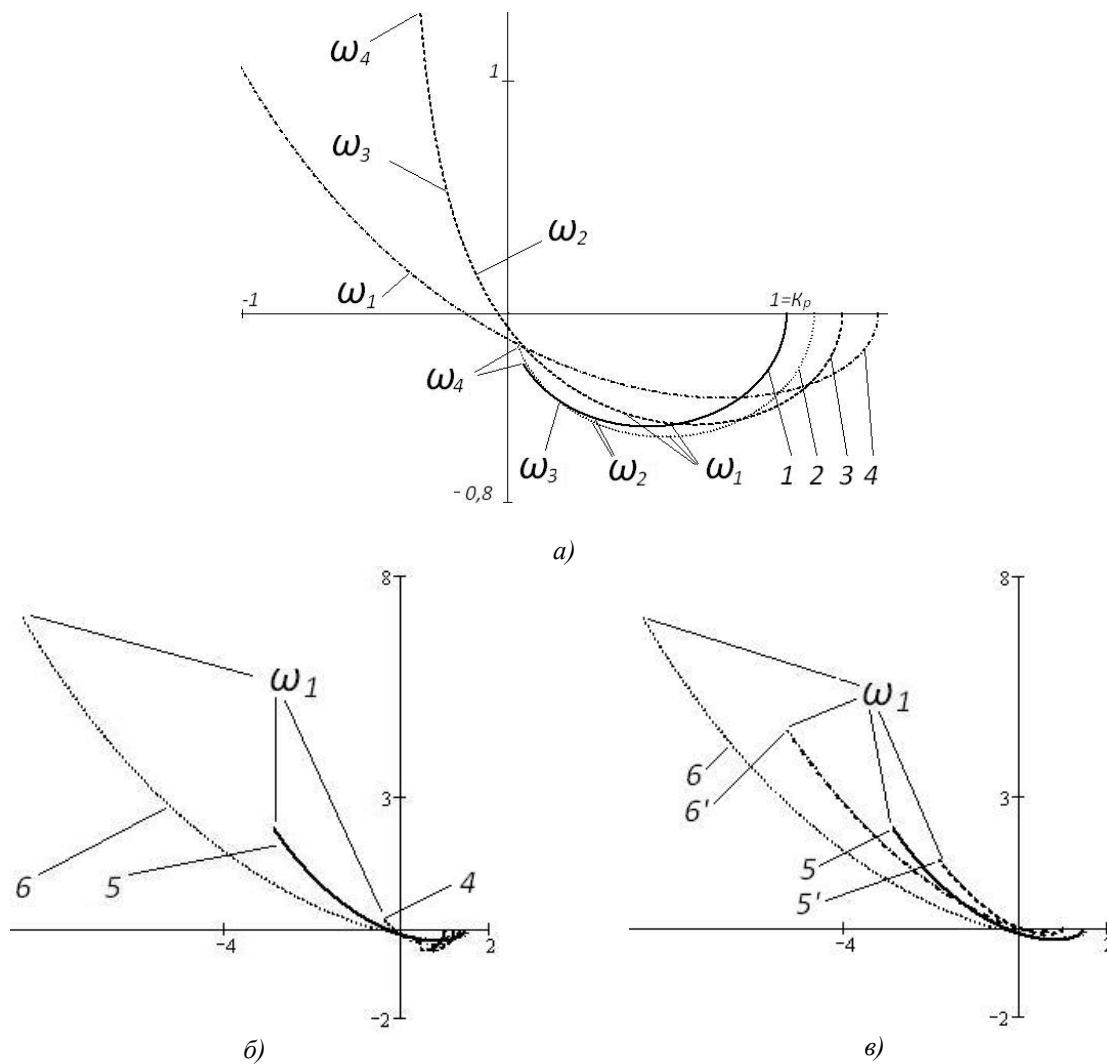


Рис. 2. АФЧХ процесу різання залежно від величини фаски зношування  $h$  по задній поверхні різального лека: 1 –  $h = 0$  мм; 2 –  $h = 0,1$  мм; 3 –  $h = 0,2$  мм; 4 –  $h = 0,3$  мм; 5 –  $h = 0,4$  мм; 6 –  $h = 0,5$  мм; 5' та 6' – АФЧХ без врахування впливу зміни  $K_p$  та  $T_p$  при зношуванні різального лека

#### Висновки:

1. Створено та досліджено уточнену математичну модель динаміки процесу чистового торцевого фрезерування фрезою з одним різальним елементом.
2. Визначено основні динамічні умови досягнення необхідної шорсткості обробленої поверхні та оптимальної стійкості фрези: частота домінуючих коливань в ТОС при різанні – вища за 5 кГц, амплітуда коливань – менша за 5 мкм.
3. Визначено динамічні передумови погіршення шорсткості обробленої поверхні чистовим торцевим фрезеруванням інструментами, оснащеними НТМ при досягненні розмірної стійкості різального лека (ширина фаски зношування по задній поверхні  $h = 0,4$  мм). При збільшенні  $h$  від 0,3 до 0,5 мм на частоті “оптимальних” (по стійкості фрези та шорсткості обробленої поверхні) коливань в ТОС модуль характеристики процесу різання зростає в 30...50 разів.
4. Загальна залежність віброактивності обробки від зростання фаски зношування на задній поверхні різця є вищою, порівняно з уточненою моделлю процесу з відомою раніше [5]. Але врахування зміни постійної часу стружкоутворення (у обраних межах) при зношуванні різця практично не впливає на рівень віброактивності процесу різання в дослідженому діапазоні частот (від 0 до 25 кГц).
5. В діапазоні “низьких” частот (0,2–2 кГц) – перших власних частот підсистем заготовки та інструмента ТОС для обраних вхідних умов – АФЧХ процесу різання за уточненою моделлю показує незначні зміни модуля амплітуди та фази характеристики у межах зміни фаски зношування по задній поверхні різального лека від 0 до 0,5 мм. Відповідно, у цьому діапазоні присутня нечутливість динамічної характеристики різання до зношування інструмента.
6. У подальших дослідженнях необхідно:
  - розробити узагальнену динамічну модель фрезерування, що відтворює процес обробки багатолезовими інструментами різних конструкцій;
  - розглянути вплив параметрів динамічної якості складових ТОС, яка використовується для обробки, на процес різання та загальну віброактивність системи.

#### Список використаної літератури:

1. Мельничук П.П. Наукові основи чистового торцевого фрезерування плоских поверхонь : автореф. ... докт. техн. наук / Петро Петрович Мельничук. – К. : НТУУ “КПІ”, 2002. – 26 с.
2. Виговський Г.М. Підвищення працездатності торцевих фрез для чистової обробки плоских поверхонь : автореф. ... канд. техн. наук / Георгій Миколайович Виговський. – К. : НТУУ “КПІ”, 2000. – 16 с.
3. Глембоцька Л.Є. Вдосконалення процесу торцевого фрезерування загартованих сталей: проблеми, пропозиції, обґрунтування / Л.Є. Глембоцька, П.П. Мельничук // Вісник ЖДТУ/ Технічні науки. – 2010. – № 2 (53). – С. 3–15.
4. Виговський Г.М. Безвершинне косокутне фрезерування. Шорсткість поверхні / Г.М. Виговський, П.П. Мельничук // Вестник НТТУ “КПІ”, “Машиностроение”. – 1999. – № 37. – С. 262–275.
5. Кудинов В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М. : Машиностроение, 1967. – 359 с.
6. Кудинов В.А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движений) при резании / В.А. Кудинов // Станки и инструмент. – 1997. – № 2. – С. 16–22.
7. Орликов М.Л. Динамика станков / М.Л. Орликов. – К. : “Вища школа”, 1989. – 272 с.
8. Струтинский В.Б. Математичне моделювання процесів та систем механіки : підручник / В.Б. Струтинский. – Житомир : ЖІТІ, 2001. – 612 с.
9. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с.
10. Мельничук П.П. Аналіз динаміки технологічних систем при обробці деталей різанням / П.П. Мельничук, В.Є. Скочко // Вісник ЖДТУ/ Технічні науки. – 2009. – № 4 (51). – С. 63–72.
11. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов : учеб. пособие / В.Н. Подураев. – М. : “Высшая школа”, 1974. – 587 с.
12. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями / В.Н. Подураев. – М. : “Машиностроение”, 1970. – 351 с.

13. *Виговський Г.М.* Процес різання торцевими ступінчатими фрезами з косокутною геометрією різальних частин, що оснащені надтвердими матеріалами / *Г.М. Виговський, П.П. Мельничук* // Вісник ЖІТІ. – 1998. – № 7. – С. 73–81.
14. *Скочко Е.В.* Исследование геометрии режущей части и работоспособности инструментов при косоугольном резании : автореф. ... канд. техн. наук / *Свген Вікторович Скочко*. – К., 1975. – 27 с.
15. *Виговський Г.М.* Особливості косокутного безвершинного різання / *Г.М. Виговський, П.П. Мельничук* // Вісник ЖІТІ. – 1999. – № 10. – С. 134–145.
16. *Мельничук П.П.* Основи проектування торцевих фрез з диференційованими схемами різання / *П.П. Мельничук, П.Р. Родін* // Вісник ЖДТУ/ Технічні науки. – 2002. – № 3 (22). – С. 54–65.
17. *Генкин М.Д.* Виброакустическая диагностика машин и механизмов / *М.Д. Генкин, А.Г. Соколова*. – М. : Машиностроение, 1987. – 288 с.
18. *Гроловий О.А.* Розробка чистових косокутних торцевих фрез з комбінованими схемами різання : автореф. ... канд. техн. наук / *Олексій Андрійович Горомовий*. – К. : НТУУ “КПІ”, 2002. – 16 с.
19. Справочник технолога-машиностроителя : В 2-х т. / под ред. *А.Г. Косиловой* и *Р.К. Мецеракова*. – 4-ое изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1985. – Т. 2. – 496 с.
20. Справочник инструментальщика / *И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.* – М. : Машиностроение, 1987. – 846 с.
21. *Розенберг А.М.* Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / *А.М. Розенберг, О.А. Розенберг*. – К. : Наук. думка, 1990. – 320 с.
22. *Гнатейко Н.В.* Підвищення якості точіння за рахунок моніторингу динамічного стану верстата : автореф. ... канд. техн. наук / *Нонна Валентинівна Гнатейко*. – К. : НТУУ “КПІ”, 2000. – 19 с.
23. *Степчин Я.А.* Рациональное использование ресурсу стійкості токарних різців в умовах віброактивності технологічної обробної системи : автореф. ... канд. техн. наук / *Ярослав Анатолійович Степчин*. – Житомир : ЖДТУ, 2006. – 20 с.

МЕЛЬНИЧУК Петро Петрович — доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри технології машинобудування і конструювання технічних систем, ректор Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- дослідження у галузі механіки руйнування;
- технологія машинобудування.

СТЕПЧИН Ярослав Анатолійович – кандидат технічних наук, доцент кафедри технології машинобудування та конструювання технічних систем Житомирського державного технологічного університету.

Наукові інтереси:

- динаміка механічних систем;
- математичне моделювання.

Стаття надійшла до редакції 10.04.2012