

МІНІСТЕРСТВО НАУКИ І ОСВІТИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ
"КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ"
імені Ігоря Сікорського

Красновид Д.О., Охріменко О.А., Пасічник В.А.,
Солодкий В.І., Яковенко Д.В.

ПРОБЛЕМИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ

Частина II

*Затверджено Вченою радою
КПІ ім. Ігоря Сікорського
як наукова монографія*

КПІ ім. Ігоря Сікорського
Київ – 2019

Рецензенти:	Клочко О. О. док. техн. наук, Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"
	Кривошея А. В. канд. техн. наук, Інститут надтвердих матеріалів ім. В. М. Бакуля Національної академії наук України
Відповідальний редактор	Адаменко Ю.І. канд. техн. наук, Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського

Гриф надано Вченою радою КПІ ім. Ігоря Сікорського
(протокол № 11 від 09.12.2019 р.)

Електронне мережне видання

Красновид Дмитро Олександрович
Охріменко Олександр Анатолійович
Пасічник Віталій Анатолійович
Солодкий Валерій Іванович
Яковенко Дмитро Васильович

ПРОБЛЕМИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ
Частина II

Проблеми механічної обробки [Електронний ресурс] Д.О. Красновид, О.А. Охріменко, В.А. Пасічник, В.І. Солодкий, Д.В. Яковенко – Електронні текстові дані (1 файл 9,8 Мбайт) – Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2019. – 220 с.

Розглянуто проблеми механічної обробки під час застосування окремих типів інструментів та результати їх вирішення. Запропоновано конкретні рекомендації для впровадження у промисловість отриманих результатів. Для усунення проблем оброблення зубчастих коліс приведені висновки теоретичного аналізу процесів формування з результатами промислового випробування. Розглянуто проблеми та їх усунення при утворенні різьбових з'єднань у титанових матеріалах за допомогою мітчиків. Наведено теоретичні основи проектування торцевих фасонних фрез з кінчною передньою поверхнею різального елемента.

Для студентів машинобудівних спеціальностей вищих навчальних закладів та фахівців спеціальності 131 – “Прикладна механіка”.

© Д.О. Красновид, О.А. Охріменко, В.А. Пасічник,
В.І. Солодкий, Д.В. Яковенко
© КПІ ім. Ігоря Сікорського (ММІ), 2019

Зміст

1	ЛІНІЙЧАСТІ ГВИНТОВІ ПОВЕРХНІ ЗУБІВ ЧЕРВ'ЯЧНИХ ФРЕЗ	8
1.1	Особливості технології формоутворення передніх лінійчатих гвинтових поверхонь зубів черв'ячних фрез	9
1.2	Підвищення точності стандартних фрез.....	15
1.2.1	Відхилення від лінійчастості передньої гвинтової поверхні зуба фрези	16
1.2.2	Розрахунок оптимальних установочних параметрів шліфувальних кругів при заточуванні фрез	28
1.3	Заточування фрез конічними кругами без криволінійної правки профілю.....	31
1.4	Геометрично точне формоутворення передньої гвинтової поверхні черв'ячних фрез при заточуванні.....	35
1.5	Висновки	44
2	ФАСОННІ ТОРЦЕВІ ФРЕЗИ З КОНІЧНОЮ ПЕРЕДНЬОЮ ПОВЕРХНЕЮ.....	47
2.1	Актуальність теми.....	47
2.2	Стан проблеми.....	48
2.3	Аналіз стану питання	49
2.4	Фрезерування фасонних поверхонь.....	55
2.5	Фактори, що впливають на роботу фасонних фрез	57
2.5.1	Фактори стійкості	57
2.5.2	Фактори точності	59
2.5.3	Фактор похибки	60
2.6	Геометрія фасонних фрез	62
2.6.1	Фрези з плоскою передньою поверхнею	62
2.6.2	Фрези з конічною передньою поверхнею.....	65

2.6.3	Висновки	67
2.7	Фасонна фреза з конічною передньою поверхнею.....	68
2.7.1	Постановка задачі.....	68
2.7.2	Плоска передня поверхня.....	68
2.7.3	Конічна передня поверхня	72
2.8	Порівняння конструкцій фрез.....	77
2.9	Загальні висновки.....	78
3	ЗАТИЛУВАННЯ ФРЕЗ РІЗЦЕМ.....	84
3.1	Основні відомості.....	84
3.2	Спіраль Архімеда	86
3.3	Методи затилування різцем	90
3.3.1	Фрези з нульовим переднім кутом	92
3.3.2	Фрези з додатним переднім кутом.....	93
3.4	Висновки	111
4	ЗАТИЛУВАННЯ ШЛІФУВАННЯМ.....	113
4.1	Постановка задачі	113
4.2	Параметри затилувального круга.....	113
4.3	Похибка від переточування	117
4.3.1	Підготовчі дії	117
4.3.2	Похибка затилування	120
4.4	Висновки	120
5	РОЗМІРНИЙ АНАЛІЗ ЗБІРНОГО РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТА.....	122
5.1	Аналітичні методи моделювання точності конструкцій	123
5.1.1	Допуски на елементи розмірних ланцюгів.....	123
5.1.2	Розмірний аналіз технологічних процесів	131
5.1.3	Програмне забезпечення для аналізу просторових розмірних ланцюгів	135

5.2 Підготовка об'єктів до розмірного аналізу	143
5.2.1 Представлення геометричних допусків у CAD	144
5.2.2 Зчитування варіацій впливу геометричних допусків	149
5.2.3 Результат розмірного аналізу	152
5.3 Побудова моделі дослідження та аналіз отриманих результатів.....	160
5.3.1 Визначення досліджуваних параметрів	160
5.3.2 Побудова моделі збірки для дослідження геометричних параметрів.....	160
5.3.3 Аналіз результатів дослідження.....	175
5.4 Загальні висновки.....	179
6 ПРАЦЕЗДАТНІСТЬ МІТЧИКІВ ПРИ ОБРОБЛЕННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ	181
6.1 Особливості оброблення титанових сплавів	181
6.2 Проблеми працездатності мітчиків при обробленні титанових сплавів.....	183
6.2.1 Проблема викришування різальних кромки мітчиків в процесі різьбонарізання	184
6.2.2 Проблеми поломок при різьбонарізанні.....	186
6.2.3 Точність різьбонарізання	188
6.3 Аналіз конструкцій та геометричних параметрів різальної частини мітчиків	188
6.3.1 Аналіз конструкцій мітчиків.....	188
6.3.2 Геометричні параметри мітчиків.....	197
6.3.3 Розрахунок крутних моментів	200
6.3.4 Мета і задачі дослідження.....	202
6.4 Вплив конструктивних параметрів на значення кінематичних параметрів	203
6.4.1 Кінематичний кут в плані	204
6.4.2 Кінематичний кут нахилу різальної кромки	205
6.4.3 Кінематичний передній кут	207
6.4.4 Задній кінематичний кут	208
6.5 Форми задньої поверхні зуба мітчика	210

6.5.1	Спеціальні форми задніх поверхонь різальної частини мітчика.....	211
6.5.2	Комбінована форма задньої поверхні з плоскою затилочною поверхнею.....	212
6.5.3	Комбінована форма задньої поверхні з радіусною затилочною поверхнею.....	213
6.6	Висновки	215

ПЕРЕДМОВА

Аналізуючи актуальні проблеми механічної обробки слід відзначити, що серед багатьох проблем і питань визначальним є стан інструмента. У представленій роботі розглянуто декілька проблем над розв'язанням яких працювали автори.

Черв'ячні зуборізні фрези з лінійчатими гвинтовими поверхнями на сьогодні є одним з найперспективних інструментів машинобудування, але суто теоретичні питання формоутворення вимагають подальших детальних досліджень.

Проблемою фасонного фрезерування дизайнерських об'єктів є значна зміна кутів різання вздовж різальної кромки з одночасним утворенням хвилястості обробленої поверхні, що погіршує її візуальне сприйняття. Застосування торцевих фрез, котрі мають передню поверхню різальних елементів конічної форми, дозволяє утворювати фасонні поверхні, уникаючи її хвилястість.

Розмірний аналіз збірного різального інструмента забезпечує підвищення точності оброблення в умовах масового автоматизованого виробництва, особливо в безлюдних технологіях.

Утворення різьбових з'єднань, у деталях виготовлених з титанових сплавів, є актуальною проблемою у цілій низці сучасних напрямків машинобудуванні, авіаційної та космічної техніки.

1 ЛІНІЙЧАСТІ ГВИНТОВІ ПОВЕРХНІ ЗУБІВ ЧЕРВ'ЯЧНИХ ФРЕЗ

На даний час зубчасті передачі є невід'ємною частиною багатьох сучасних приладів, установок, машин і у значній мірі визначають їх конструкцію та експлуатаційні характеристики. З розвитком науки та техніки відповідно зростають вимоги до них.

З підвищенням вимог до експлуатаційних характеристик зубчастих передач, повстає питання підвищення точності зубчастих коліс та зменшення витрат на їх виготовлення.

Аналіз конструкцій зубчастих передач показує, що близько 65% всіх зубчастих передач, які використовуються, складають циліндричні зубчасті передачі. Серед існуючих способів нарізання циліндричних зубчастих коліс найбільше поширення отримав процес нарізання черв'ячними фрезами.

Дослідженнями та практикою використання черв'ячних зуборізних фрез доведено, що точність профілю черв'ячних фрез залежить від геометрії різальної частини. У свою чергу, від геометрії різальної частини залежить працездатність інструмента. Таким чином, задачі підвищення точності та працездатності черв'ячних фрез пов'язані між собою. Для вирішення цих задач перш за все необхідно проаналізувати можливі похибки, які виникають у процесі нарізання зубчастих коліс та причини їх виникнення, роль способів проектування зуборізних черв'ячних фрез на їх точність та працездатність.

При перетворенні вихідної інструментальної поверхні (ВІП) фрези в реальний інструмент вибирають переточувану і не переточувану поверхню зуба фрези, задаючи початкове положення цих поверхонь параметрами геометрії різальної частини у інструментальній системі координат.

Проте, за рахунку особливостей формоутворення цих поверхонь, при виготовленні різальної частини черв'ячної фрези, отримана різальна кромка має вид просторової лінії і не лежить на поверхні ВІП фрези, яка бралась за основу при проектуванні інструмента [3, 4, 12, 13].

Це приводить до внесення додаткових похибок у профіль колеса утворений такою фрезою. Питання впливу форми різальної кромки фрези, отриманої при таким чином на параметри поверхні

зубчастого колеса до цього часу не розглядалось, з причини відсутності робіт у цьому напрямку.

Вплив форми різальної кромки на поверхню колеса розглядається через параметри точності виготовлення цих поверхонь, які утворюють різальну кромку і нормуються відповідними відхиленнями, які задані ГОСТ 9324-80 «Фрезы чистовые для нарезания евольвентных колес».

Важливу роль відіграє форма передньої поверхні зуба, що нормується відповідним стандартом і тому спочатку необхідно розглянути особливості формоутворення переточуваних поверхонь черв'ячних фрез – передньої поверхні [2, 3, 7, 12, 13].

1.1 Особливості технології формоутворення передніх лінійчатих гвинтових поверхонь зубів черв'ячних фрез

У черв'ячних фрез переточуваною є передня поверхня. Передня поверхня фрези формується при фрезеруванні стружкових канавок дисковими фрезами, а після термообробки цю поверхню шліфують (заточують). Саме заточувальні операції мають суттєвий вплив на точність та якість фрези [1, 14, 15].

Як правило черв'ячні фрези заточують по передній поверхні зубців торцем або конічною стороною шліфувального кола. Перша схема заточки використовується для заточки фрез з прямими стружковими канавками та плоскою передньою поверхнею зубців, інша схема також і для заточки фрез з гвинтовими стружковими канавками.

Використання конічної сторони шліфувального круга в якості робочої, при заточуванні багато західних та точних одно західних черв'яків, веде до впливового викривлення твірної гвинтової поверхні, що недопустимо. Одним із розповсюджених методів уникнення спотворення профілю інструменту при його заточці є спеціальна фасонна правка профілю шліфувальних кругів [5], що реалізується з допомогою спеціальних пристроїв для правки, у конструкції яких використовують спеціальні або універсальні копії.

Існують два методи правки шліфувального круга: це копіювання та кінематична правка. При використанні копіювальних пристроїв необхідно визначити криву профілю шліфувального круга, що формоутворює теоретично точну передню поверхню.

Але зазвичай ця поверхня є дуже складною, тому її апроксимують дугою кола або за допомогою декількох спряжених кіл.

У роботі [6] наведено залежності за якими можливо розрахувати криву профілю круга при формоутворенні передньої поверхні черв'ячної фрези.

Оскільки поверхня шліфувального круга не повинна перетинати номінальну гвинтову поверхню, круг повинен мати опуклий профіль з теоретичною стрілою опуклості у розрахунковій точці f_u та радіусом кривизни осьового профілю R_u . Значення f_u кривизни розраховують в залежності від параметрів налаштування верстата та фрези що заточується:

$$f_u = \frac{h^2 p^2 (r_u - h \cos \alpha_u)}{2(p_b^2 + r_1^2)^2 \cdot \left(\sin \alpha - h \cos \frac{\alpha_u}{R_u} \right)}, \quad (1.1)$$

де p_b – гвинтовий параметр передньої поверхні;

α_u – кут профілю круга у точці контакту на початковому циліндрі радіусом r_1 ;

h – відстань від початкового циліндра до розрахункової точки утворюючої; $h > 0$ при $r_i > r_1$ і $h < 0$ при $r_i < r_1$ – радіус кола у точці контакту з початковою гвинтовою лінією поверхні що шліфується.

У першому наближенні:

$$r_{u1} = r_{um} - (r_1 - r_f + 0,5 m) \cos \alpha_u, \quad (1.2)$$

де r_{um} – максимальний радіус робочої поверхні круга;

r_f – радіус циліндра задин зубців фрези;

m – модуль твірного черв'яка, значення $0,5m$ – необхідне заглиблення робочої поверхні круга відносно циліндру задин фрези.

Відхилення f_{vi} утворюючої передньої поверхні від радіальної прямої визначається різницею між необхідним значенням f_u та його реальним здійсненням при профілюванні круга. При апроксимації осьового профілю круга дугою кола радіусом R_u або близької до неї кривої:

$$f_{vi} = \left(\frac{h^2}{2R_u} \right) - f_u. \quad (1.3)$$

При використанні конічного шліфувального круга залежність (1.3) приймає вигляд:

$$f_{vi} = \frac{h^2 p_b^2 (r_{u1} - h \cos \alpha_u)}{2 \sin \alpha_u (p_b^2 + r_1^2)^2}. \quad (1.4)$$

Знак «-» перед дробом показує, що при заточці конічним кругом відхилення завжди направлено в тіло зуба фрези.

Оптимальний радіус кривизни шліфувального круга визначається за формулою:

$$R_u = \frac{(p_b^2 + r^2)^2 \sin \alpha_u}{r_{u1} p_b^2}. \quad (1.5)$$

При цьому відхилення такої твірної від радіальної прямої визначається за формулою:

$$f_{vi} = \frac{h^2 (r_{u1} - R_u \sin \alpha_u)}{2 r_{u1} R_u (R_u \operatorname{tg} \alpha_u - h)}. \quad (1.6)$$

При використанні заточувальних верстатів з копіром у вигляді сталльної смуги, можливо відокремлене профілювання робочої поверхні абразивного інструменту, тобто крива профілю круга складається з двох плавно спряжених кіл радіусів R_{ua} і R_{uf} рис 1.1,а. Ці радіуси визначаються за залежностями:

$$R_{ua} = R_u \left(1 + \frac{h_{max} \cos \alpha_u}{r_{u1}} \right) - h_{max} \operatorname{ctg} \alpha_u, \quad (1.7)$$

$$R_{uf} = R_u \left(1 + \frac{h_{max} \cos \alpha_u}{r_{u1}} \right) + h_{max} \operatorname{ctg} \alpha_u.$$

При цьому відхилення такої твірної від радіальної прямої визначається за формулою:

$$f_{vi} = \frac{4 h_{max}^3 (r_{u1} - R_u \sin \alpha_u)}{27 R_u^2 \operatorname{tg} \alpha_u r_{u1}}. \quad (1.8)$$

Фреза буде мати опуклий профіль (рис. 1.1,б).

У конструкції сучасних заточувальних верстатах передбачена правка шліфувального кола методом копіювання з використанням універсальних копирів.

Один з таких копирів зображений на рис. 1.2 [6]. Цей пристрій являє собою п'яту з угнутою циліндричною робочою поверхнею r_k . Пристрій забезпечує отримання заданого радіуса кривизни профілю з допомогою встановлюючого повороту копіру на кут φ_k .

Ще один пристрій, для правки круга по копіру, зображено на рис. 1.3. Пристрій має гнучку сталеву пластину, якій, за допомогою упорів, надається задана стріла прогину. По копіру ковзає щуп алмазотримача і на абразивному крузі при його правці формується криволінійна поверхня [6].

Правка методом кінематичного огинання при заточці передніх поверхонь. Сутність методу полягає у тому, що інструмент який править, відтворює твірну передньої поверхні черв'ячної фрези і у процесі профілювання здійснює гвинтовий рух, який є ідентичний руху передньої поверхні зубців відносно шліфувального кола.

Приклад пристосування показано на рис 1.4 [6].

Профілювання кола методом кінематичного огинання при використанні у якості інструменту, що править сталевого накатника, виконують у наступному порядку: спочатку коло правлять на конус, щоб зменшити навантаження на накатник у місці профілювання, потім виконують попереднє та остаточне профілювання.

При шліфуванні гвинтових передніх поверхонь черв'ячних фрез, особливо багатозахідних і відносно малого діаметру, крім похибок, що описані вище можливе виникнення додаткових похибок за рахунок підрізання або недопрофілювання активної ділянки при контакті поверхні кола і фрези поза зоною профілювання.

Явище підрізання профілю твірної виникає на тих ділянках де $\omega_f > \omega_u$ у тому випадку, якщо перетин гвинтової поверхні площиною, що перпендикулярна до твірної, перетинає поверхню шліфувального кола, тобто поверхня кола, що шліфує, перетинає поверхню фрези.

Для уникнення явища підрізання необхідно обмежити діаметр кола, а також кут α_u , а якщо це не можливо то збільшити кут встановлення вісі шліфувального кола ω_u , або переходити до кінематичного методу правки.

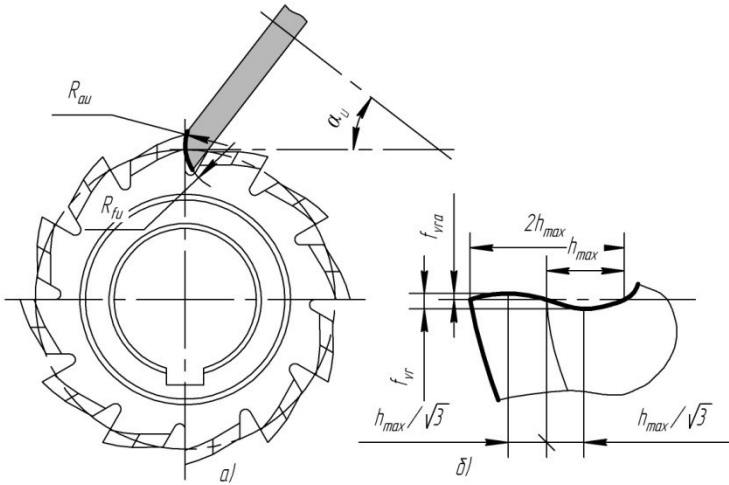


Рис. 1.1. Правка круга двома дугами

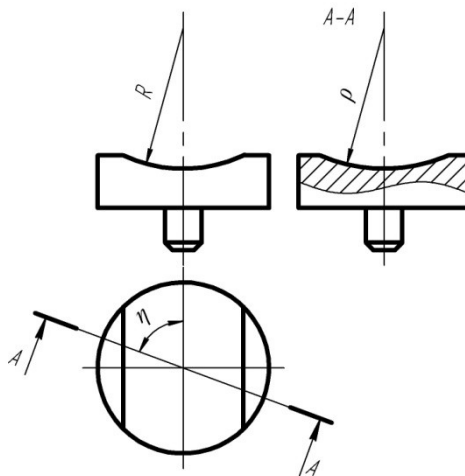


Рис. 1.2. Універсальний пристрій у вигляді п'яти

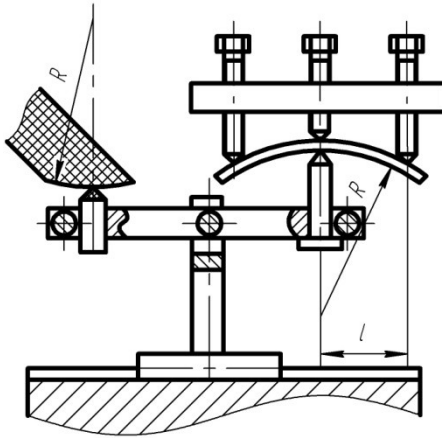


Рис. 1.3. Пристрій з гнучкою смугою

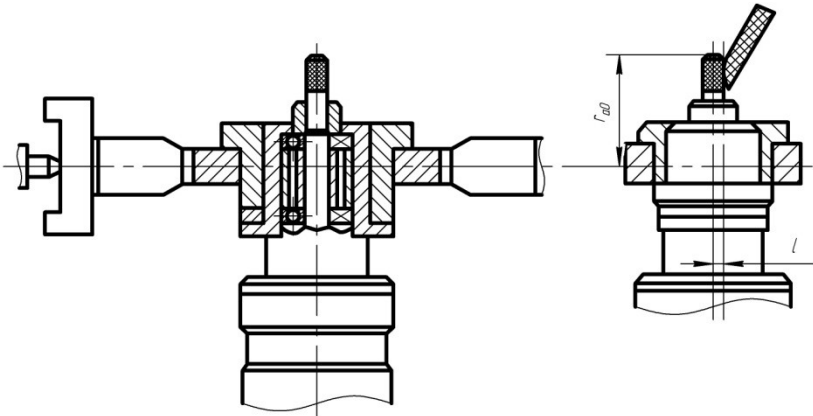


Рис. 1.4. Пристрій для кінематичної правки

Явище недопрофільювання твірної передньої поверхні проявляється у тому, що коло циліндру западин можливий контакт між колом і поверхнею, що шліфується на зовнішній кромці кола замість його профільної частини. Для того щоб твірна передньої поверхні профільювалась на повну висоту зуба фрези, необхідно шліфувальне коло ввести у западину таким чином, щоб точка контак-

ту кола і фрези розміщувалась на робочій поверхні абразивного інструменту. Також недопрофілювання можливо повністю виключити якщо встановити вісь шліфувального кола на кут ω_u , що дорівнює куту ω_f нахилу передньої поверхні на циліндрі западин.

Процес заточування передньої поверхні є складним технологічним процесом, тому неминучі похибки у відхиленні параметрів налаштування верстату від розрахованих. Відхилення цих параметрів слід обмежувати допуском: $\alpha_u^{+\delta\alpha u}$, $r_{u1}^{+\delta r_{u1}}$, $R_u^{+\delta R_u}$, де $+\delta\alpha u$, $+\delta r_{u1}$, $+\delta R_u$ – поля допусків відповідних параметрів.

Запропоновані методи не визначають меж застосування того чи іншого методу правки і його вплив на похибки профілю при заточуванні. Також задача визначення похибок профілю поверхні фрези при заточуванні вирішується спрощено, а саме приводять її до вирішення у площині, що вносить похибки у розрахунок і не розглядають їх вплив на профіль зубчастого колеса, це пов'язано з тим, що ця задача розглядалась окремо від задачі визначення задньої поверхні і утворення різальної кромки фрези. Тому ці питання потребують уточнення. Для визначення параметрів різальної кромки необхідно розглянути стан питання визначення формоутворення непереточуваних поверхонь черв'ячних фрез.

1.2 Підвищення точності стандартних фрез

У технологічних процесах де використовуються черв'ячні фрези не завжди для виготовлення нового типоміналу зубчастого колеса виготовляють нові фрези, або замовляють придбання нових фрез, а намагаються за необхідності використовувати черв'ячні фрези, які вже є у наявності, так як цей інструмент дорогий у своєму виготовленні.

Тому виникає питання, чи можна за рахунок вибору установочних параметрів круга із збереженням прямолінійної форми профілю заточувального круга при формоутворенні передньої гвинтової поверхні зменшити відхилення від прямолінійності передньої поверхні фрези і підвищити точність, знизити витрати на виготовлення та експлуатацію такого інструменту. Для цього необхідно розглянути формоутворення передньої поверхні зуба при заточуванні фрези і провести аналіз установочних параметрів шліфувального круга при заточуванні фрези. Розрахункова схема формоутворення наведена на рис. 1.5 [8, 9, 10].

1.2.1 Відхилення від лінійчастості передньої гвинтової поверхні зуба фрези

Постійними установочними параметрами при обраній системі координат є (рис. 1.5):

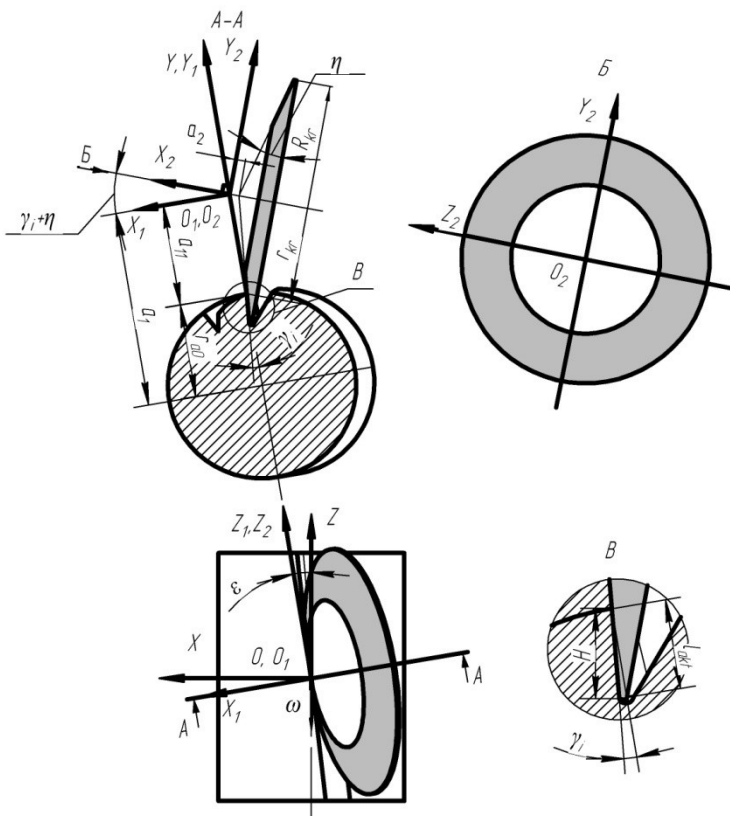


Рис. 1.5. Установка заточувального круга при утворенні передньої гвинтової поверхні зуба фрези

- l_{akt} – висота по передній поверхні заточуваної частини зуба;
- r_{ao} – радіус вершин зубів фрези;
- H – проекція l_{akt} на вісь Y, Y_1 , висота зуба;
- η – кут профілю шліфувального круга;

- a_1 – міжцентрова відстань систем $S(X, Y, Z)$ та $S_1(X_1, Y_1, Z_1)$;
 a_2 – зміщення початку конічної поверхні круга відносно центру координат у системі $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$;
 R_{kr} – радіус(діаметр) заточувального круга у проекції його контакту з найнижчою точкою заточуваного зуба фрези по висоті;
 r_{kr} – радіус заточувального круга у проекції його контакту з найвищою точкою заточуваного зуба фрези по висоті;
 p_1 – гвинтовий параметр стружкової канавки.

Параметри які підлягають оптимізації:

- ε – кут розвороту шліфувального круга;
 γ_i – передній інструментальний кут фрези (кут установки).

Рівняння контакту є наступним:

$$\begin{aligned}
 l_{akt} &= \frac{H}{\cos \gamma_i}, & a_{11} &= \frac{R_{kr} - \frac{H \sin \eta}{\cos \gamma_i}}{\cos(\eta + \gamma_i)}, \\
 r_{kr} &= R_{kr} - H \frac{\sin \eta}{\cos \gamma_i}, \\
 a_2 &= \frac{(R_{kr} \cos \gamma_i - H \cos \eta) (\operatorname{tg}(\eta + \gamma_i) - \operatorname{tg} \eta)}{\cos \gamma_i}, \\
 a_1 &= r_a + a_{11},
 \end{aligned} \tag{1.9}$$

$$k_1 + k_2 + k_3 + k_4 = 0,$$

$$k_1 = p_1 \cos(\eta + \gamma_i) + l \cos t \sec^2 \eta \sin(\eta + \gamma_i),$$

$$k_2 = -(a_1 \cos t + (-a_2 \cos t + p_1 \sin t \sin(\eta + \gamma_i)) \operatorname{tg} \eta),$$

$$k_3 = a_1 \cos(\eta + \gamma_i) + l \sec^2 \eta \sin t,$$

$$k_4 = (p_1 \cos t + \sin t (a_2 - a_1 \sin(\eta + \gamma_i))) \operatorname{tg} \eta.$$

де l, t – незалежні змінні параметри, що описують конічну поверхню заточувального круга і відповідають за радіус і кутове положення точки конічної поверхні відповідно, що розглядається.

Змінюючи параметр l у вибраних межах та підставляючи його у рівняння контакту (1.9) знаходимо значення параметра t .

Підставляючи знайдені значення у рівняння конічної поверхні знаходимо координати характеристики – лінії контакту конічної сторони круга з передньою гвинтовою поверхнею зуба фрези.

Координати точок торцевого перерізу підраховуються за наступними залежностями :

$$\rho_{\text{хар}} = \begin{bmatrix} -l \operatorname{tg} \eta - a_2 \\ l \sin t \\ l \cos t \end{bmatrix},$$

$$\Theta_{\text{хар}} =$$

$$= -\frac{z_{\text{хар}} \sin \varepsilon - (x_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma) - y_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma)) \sin \varepsilon}{p_1},$$

$$x_{oc} = (z_{\text{хар}} \sin \varepsilon +$$

$$+ (x_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma) -$$

$$- y_{\text{хар}} \sin(\eta + \gamma)) \cos \varepsilon) \cos \Theta_{\text{хар}} +$$

$$+ (x_{\text{хар}} \sin(\eta + \gamma) + y_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma) + a \sin \Theta_{\text{хар}}), \quad (1.10)$$

$$y_{oc} = -(z_{\text{хар}} \sin \varepsilon +$$

$$+ (x_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma) -$$

$$- y_{\text{хар}} \sin(\eta + \gamma)) \cos \varepsilon) \sin \Theta_{\text{хар}} +$$

$$+ (x_{\text{хар}} \sin(\eta + \gamma) + y_{\text{хар}} \cos(\eta + \gamma) + a) \cos \Theta_{\text{хар}}.$$

де x_{oc}, y_{oc} – координати точок торцевого перерізу зуба фрези.

Для цього було вирішено питання знаходження передньої поверхні зуба фрези при її формоутворенні конічним заточувальним кругом. На рис. 1.6 показаний приклад розрахунку лінії контакту для наступних параметрів фрези та круга ($m = 10$, $d_{a0} = 150$ мм – діаметр вершин зубів фрези, $D_{kr} = 200$ мм – діаметр заточувального круга, $\gamma = 0^\circ$, $\varepsilon = 4,58^\circ$ – відповідає куту підйому гвинтової лінії на ділильному циліндрі, $\eta = 20^\circ$, $H = h + 0,5m$, де h – висота зуба фрези), як видно, що вона є просторова лінія розташована на конічній поверхні круга.

Отримавши координати точок гвинтової поверхні фрези, що описуються рівнянням контакту, необхідно знайти параметри отриманої гвинтової поверхні, а саме координати точок торцевого

перерізу такої гвинтової поверхні, найбільше відхилення цих точок від прямої лінії, що проходить через центр осі фрези буде характеризувати відхилення профілю від прямолінійності f_γ .

За наведеними залежностями були проведені розрахунки відхилення профілю передньої поверхні (рис. 1.7...1.10) для фрез різних модулів, різних діаметрів, заточених кругами з різними діаметрами та кутами профілю, круг при заточуванні встановлювався для переднього кута $\gamma=0^\circ$, кут розвороту заточувального круга відповідав куту нахилу гвинтової лінії фрези на ділільному циліндрі, $H=h+0,5m$, відхилення вказувалось на довжині робочої ділянки зуба фрези.

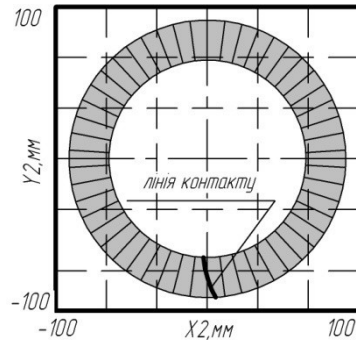


Рис. 1.6. Лінія контакту заточувального круга з передньою гвинтовою поверхнею зуба фрези

За результатами розрахунків фрези, які заточені кругами, поверхня яких є конічною мають відхилення направлене у тіло зуба фрези, при чому чим більше діаметр заточувального круга, тим більше відхилення профілю передньої поверхні і всі фрези заточені кругами без криволінійної правки при $\gamma_i = 0^\circ$ у 2,5...3 рази перевищують допуск прямолінійності згідно ГОСТ 9324-80 (рис. 1.7...1.10), тому необхідні додаткові методи по зменшенню цього відхилення.

Вплив зміни кута розвороту ϵ на профіль передньої поверхні зуба фрези показаний на рис 1.11, кут ϵ змінювався у межах, що відповідають куту нахилу гвинтової лінії стружкової канавки на діаметрі вершин зубів до кута нахилу гвинтової лінії на діаметрі западини.

У результаті зміни кута розвороту при його зменшенні зменшується відхилення профілю передньої поверхні, але при цьому буде рости глибина канавки, яка не буде формоутворюватись, що подано на рис. 1.12.

Однак, як показують розрахунки ця, величина не перевищує тієї величини на яку заглиблюється круг при заточуванні передньої поверхні і вона, як мінімум, складає $0,5m$, що додається при заглибленні заточувального круга до робочої висоти зуба фрези.

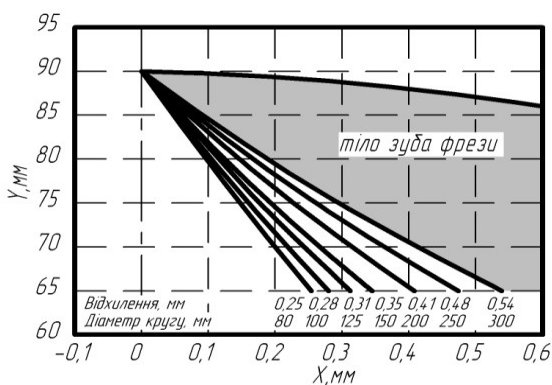


Рис. 1.7. Профіль передньої поверхні фрези:
 $t = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $\eta = 15^\circ$

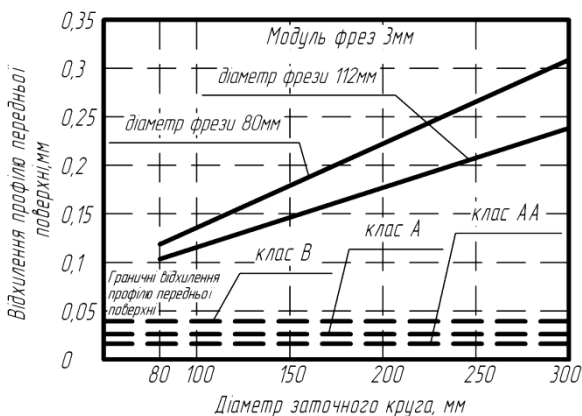


Рис. 1.8. Максимальні відхилення профілю передньої поверхні для фрез модулем 3мм, при заточуванні кругом з кутом профілю $\eta = 15^\circ$

Також відхилення профілю передньої поверхні залежить від кута профілю η заточувального круга. Цей кут є стандартним для заточних тарілчастих кругів і приймає певні значення 15° ; 20° ; 30° , з якими згідно стандартів вони виготовляються для ельборових так і для електорокорундових кругів.

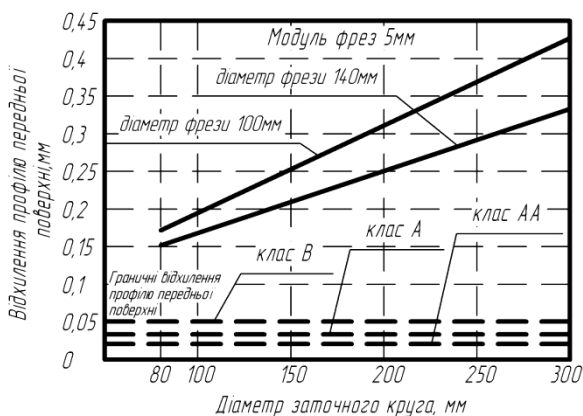


Рис. 1.9. Максимальні відхилення профілю передньої поверхні для фрез модулем 5 мм, при заточуванні кругом з кутом профілю $\eta = 15^\circ$

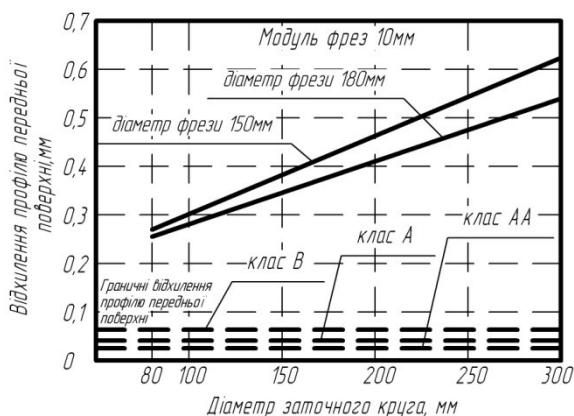


Рис. 1.10. Максимальні відхилення профілю передньої поверхні для фрез модулем 10 мм, при заточуванні кругом з кутом профілю $\eta = 15^\circ$

Круги з більшим значенням η від 30° не використовуються, так як кут розгорнутості стружкової канавки черв'ячних фрез не перевищує 35° , на рис. 1.13 показано зміну профілю передньої поверхні від кута профілю заточного круга.

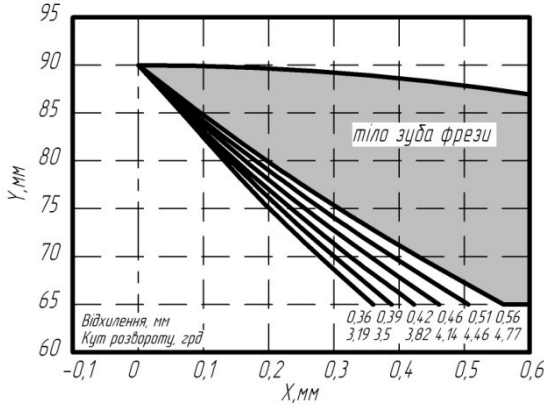


Рис. 1.11. Профіль передньої поверхні фрези у залежності від кута розвороту ϵ заточувального круга:

$m = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на ділільному циліндрі складає $b_f = 3,703^\circ$

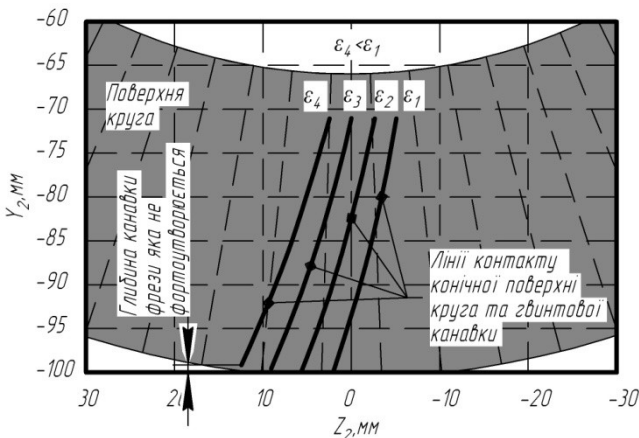


Рис. 1.12. Форма та розташування контактних ліній заточувального круга і гвинтової канавки у залежності від кута розвороту:

$m = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на ділільному циліндрі складає $b_f = 3,703^\circ$

За результатами розрахунків при зміні кута профілю у сторону збільшення значень відхилення профілю передньої поверхні збільшується і воно направлено у тіло зуба фрези (рис. 1.13), передня поверхня зуба фрези є випуклою

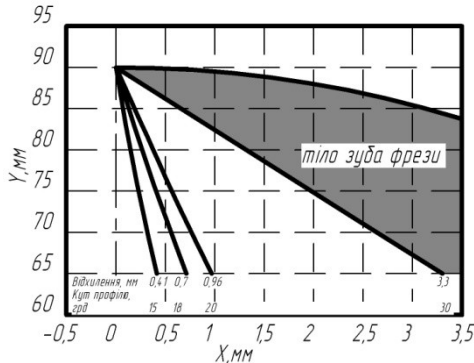


Рис. 1.13. Профіль передньої поверхні фрези у залежності від кута профілю заточувального круга η :
 $t = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\gamma = 0^\circ$

Для зменшення відхилення пропонується змінювати кут установки заточувального круга γ . Для прикладу (рис. 1.14) показано зміну профілю передньої поверхні та відхилення передньої поверхні для фрези $t = 10$ мм, для діаметру заточувального круга $D_{kr} = 200$ мм.

У результаті зміни установочного кута γ (рис. 1.14) показано, що для фрези $t = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, діаметр круга $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$ можна зменшити відхилення профілю передньої поверхні від 0,41мм до 0,019мм, що менше від відхилення згідно ГОСТ 9324-80, яке становить для класу АА 0,025мм.

Практично це реалізується поворотом фрези на оправці при заточуванні на величину при якій вершина зуба фрези буде відстояти від нульового положення на величину $h_{зміщ} = r_a / \sin \gamma$ (рис. 1.15).

При цьому профіль передньої поверхні буде випуклий і виходити із тіла зуба, тому допуск на установку круга повинен бути направлений у тіло деталі, за результатами розрахунків кут установки круга повинен мати значення у межах $\gamma_1[-0.820; -0.860]$ (рис. 1.16) , щоб відхилення профілю зуба не перевищувало до-

пуск, як у тіло зуба так і у зворотну сторону, тоді величина зміщення буде лежати у межах $h[1,28 \text{ мм}; 1,35 \text{ мм}]$.

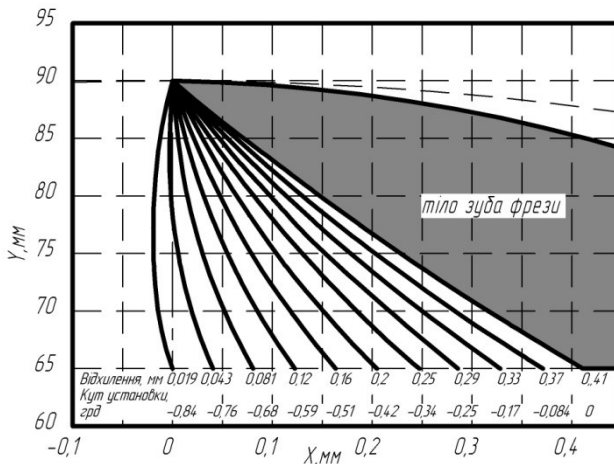


Рис. 1.14. Профіль передньої поверхні фрези:
 $m = 10 \text{ мм}$, $d_{a0} = 180 \text{ мм}$, $D_{kr} = 200 \text{ мм}$, $\eta = 15^\circ$, у залежності від кута установки круга γ .

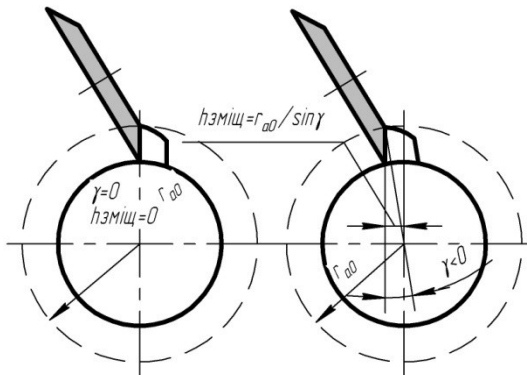


Рис. 1.15. Установка фрези при заточуванні

Допуск становить $0,07 \text{ мм}$, технологічний допуск зміщення враховуючи, що операція заточування є відповідальною при виготовленні інструмента можна назначити, як половину допуску від розрахункового значення, виконавчий розмір $h_{\text{технолог.}} = 1,28^{+0,035}$

мм, дані значення технологічно можуть бути реалізовані при заточуванні таких фрез.

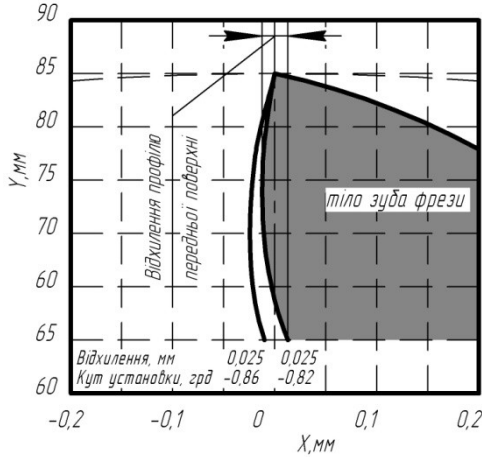


Рис. 1.16. Профіль передньої поверхні фрези у межах допуску:
 $m = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{кр} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, в залежності від кута установки круга γ

При переході на менш точні фрези класу *A, B, C* розрахунковий допуск кута установки може бути збільшений, так як точність профілю передньої поверхні для них знижена.

Одним із варіантів заточки фрез може бути розглянутий випадок, коли кут розвороту заточного круга $\varepsilon = 0$, круг розташовується як при заточуванні фрез з прямими канавками. За результатами розрахунків отримали, що змінюючи кут установки круга γ можна досягти результату при якому відхилення профілю передньої поверхні (рис. 1.17) буде, за своїм значенням, меншим ніж для випадку коли кут розвороту круга відповідав куту підйому гвинтової лінії на ділильному циліндрі.

Мінімально досягнуте відхилення профілю передньої поверхні від прямолінійності для випадку, що розглядається склало $f_\gamma = 0,014$ мм (рис. 1.18), що менше ніж для установочних параметрів отриманих коли $\varepsilon \neq 0$ $f_\gamma = 0,019$ мм, при чому коли $\varepsilon = 0$ профіль передньої поверхні зуба ввігнутий, а не випуклий як для кута $\varepsilon \neq 0$.

Однак для такого випадку необхідно перевірити можливість повністю обробити передню поверхню зуба на всій активній її до-

вжині при наявному діаметру заточувального круга та глибині його заглиблення у гвинтову канавку при заточуванні.

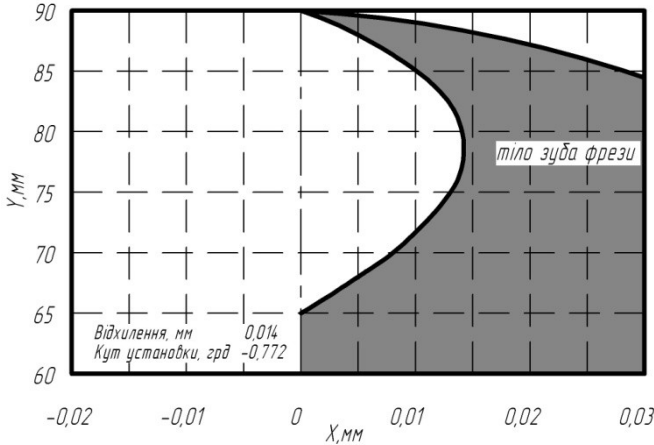


Рис. 1.17. Профіль передньої поверхні фрези:
 $t = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\varepsilon = 0^\circ$, $\gamma_i = -0,772^\circ$

За результатами розрахунків при величині заглиблення круга $H = h + 0.5t$ (рис. 1.19) при радіусі круга $R_{kr} = 100$ мм, радіус круга, який формоутворює найнижчу точку передньої поверхні зуба, що знаходиться на відстані $h = 2,5t$ від вершини зуба становить $R_{актmax} = 97,1$ мм, це менше ніж радіус круга, а значить, повністю можна обробити канавку на всю величину робочої висоти зуба.

Допуск на установку круга для фрез класу АА при $\varepsilon = 0$ за результатами розрахунків для ($t = 10$ мм, $d_{a0} = 180$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$) кут установки круга повинен мати значення у межах $\gamma_i[-0,730: -0,810]$ (рис. 1.20), це у два рази більше ніж для випадку вказаному на рис. 1.13, тоді величина зміщення буде лежати у межах $h[1,15$ мм: $1,27$ мм], допуск становить $0,12$ мм, виконавчий розмір $h_{технолог} = 1,15^{+0,06}$.

Для схем заточування при яких $\varepsilon = 0$ бажано використовувати круги з меншими значеннями кута профілю η і перевіряти, чи не має підрізання затилка зуба фрези при заточуванні не робочою частиною круга фрези, а також враховувати при виборі конструктивних параметрів фрез – кут розгорнутості стружкової канавки фрези. Було доведено, що за рахунок установочних параметрів заточного круга можна зменшити відхилення передньої поверхні від

прямолінійності конічним кругом без використання криволінійної правки.

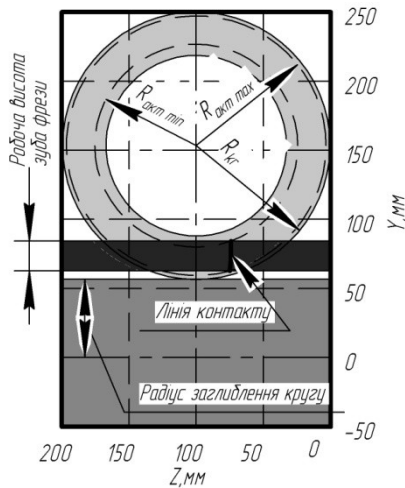


Рис. 1.18. Розташування контактної лінії заточувального круга та гвинтової канавки при $\varepsilon=0$:

$$m = 10 \text{ мм}, d_{a0} = 180 \text{ мм}, D_{kr} = 200 \text{ мм}, \eta = 15^\circ, \gamma = -0,772^\circ$$

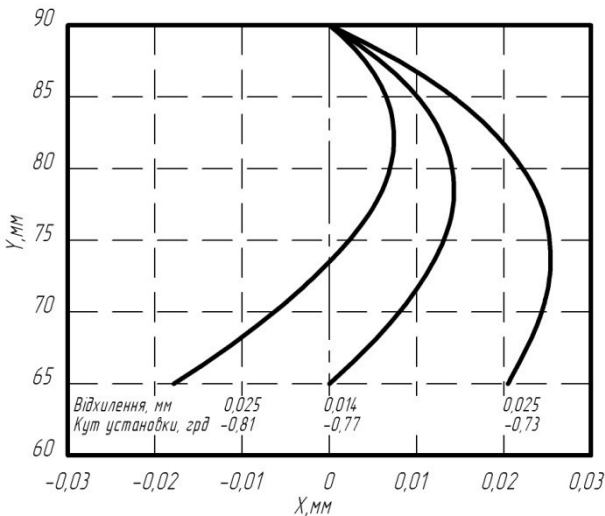


Рис. 1.19. Профіль передньої поверхні фрези у межах розрахованого допуску, в залежності від кута установки круга γ :

$$m = 10 \text{ мм}, d_{a0} = 180 \text{ мм}, D_{kr} = 200 \text{ мм}, \eta = 15^\circ, \varepsilon = 0$$

1.2.2 Розрахунок оптимальних установочних параметрів шліфувальних кругів при заточуванні фрез

На рис. 1.20...1.23 показано, що за рахунок зміни установочних параметрів круга отримуємо різний профіль передньої поверхні, який характеризується максимальним відхиленням від прямолінійності f_γ . Залежно від кута розвороту шліфувального круга ε отримуємо різний профіль передньої поверхні зуба від випуклого (за рис. 1.20 при куті підйому гвинтової лінії на дільному циліндрі рівному $\varepsilon = b_f$) до увігнутого при $\varepsilon = 0^\circ$ (рис. 1.21). Однак, максимальна величина відхилення f_γ буде мати значення в межах призначеного допуску.

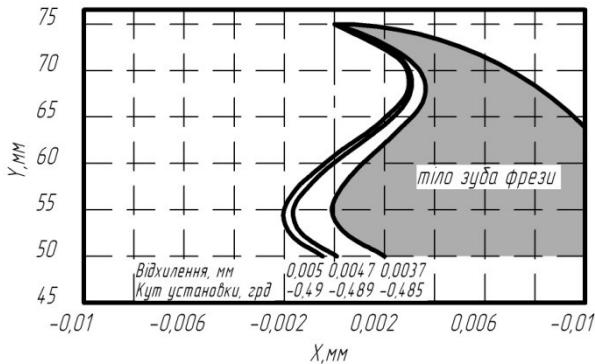


Рис. 1.20. Профіль передньої поверхні фрези:

$t = 10$ мм, $d_{a0} = 150$ мм, $D_{kr} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma_i = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на дільному циліндрі складає $b_f = 4,5886^\circ$, $\varepsilon = 1,28^\circ$

Тому виникає питання чи можливо розрахувати так установочні параметри заточки кругом, щоб профіль передньої поверхні мав нульову кривизну $f_\gamma = 0$.

Для цього необхідно було вирішити оптимізаційну задачу для яких параметрів ε та γ – переднього установочного кута черв'ячної фрези відхилення f_γ буде найменшим.

За допомогою MATLAB та пакету прикладних програм Optimization Toolbox була вирішена задача знаходження таких

установочних параметрів для яких значення f_γ було б мінімальним [9, 11].

Як показали розрахунки існує таке значення установочних параметрів ϵ і γ для яких значення f_γ є найменшим ніж за рис. 1.22.

Розрахунки показали, що неможливо отримати профіль передньої поверхні зуба з нульовою кривизною при її формоутворенні конічною поверхню заточувального круга, однак за рахунок раціонального вибору установочних параметрів круга при заточці можна зменшити суттєво ці відхилення, при чому профіль передньої поверхні зуба буде складатись, (рис.1.20) як випуклої ділянки у ніжки зуба так і опуклої ділянки у вершини зуба фрези.

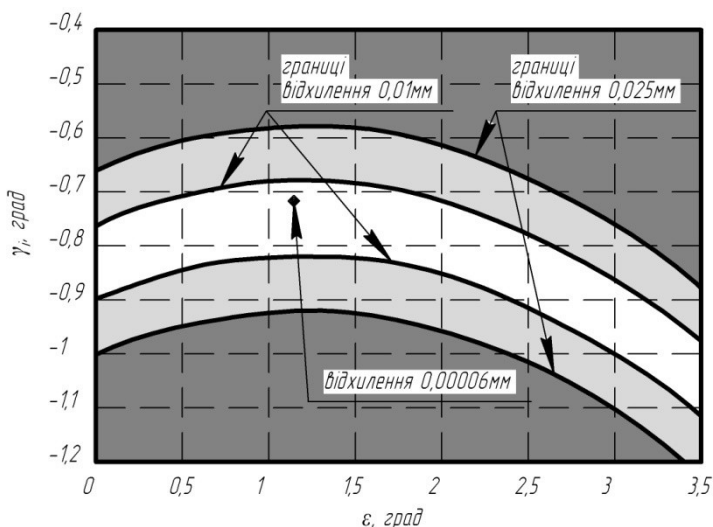


Рис. 1.21. Допустимі межі зміни установочних параметрів круга $m = 3$ мм, $d_{a0} = 80$ мм, $D_{kr} = 80$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на ділільному циліндрі складає $b_f = 2,3715^\circ$

Кут розвороту круга при цьому для випадку показаного на рис. 1.23 $\epsilon = 1,28^\circ$ для кута підйому гвинтової лінії фрези на ділільному циліндрі $b_f = 4,59^\circ$, і за значеннями вони не будуть виходить за межі допуску згідно стандартну на контроль параметру f_γ .

Для наведеного прикладу розрахунку найбільше значення похибки для параметрів ($\epsilon = 1,28^\circ$, $\gamma_i = -0,4850$) склало $\Delta = 0,0037$ мм, що значно менше допуску на виготовлення для таких фрез класу А, який становить 0,04 мм.

Були проведені розрахунки допустимих меж зміни установочних параметрів круга при заточуванні черв'ячних фрез для різних модулів (3 мм, 5 мм, 10 мм) класу А (рис. 1.21...1.23).

Показані межі допустимих установочних параметрів для допуску на прямолінійність передньої поверхні, а також межі технологічного допуску на виготовлення, це пов'язано з тим, що у технології виготовлення прийнято допуск на виготовлення, установку інструмента зменшувати у три рази від номінального, тим самим забезпечуючи запас на інші похибки від складових технологічної системи.

З розрахунків показано (рис. 1.21...1.23), що границі допусків є криволінійними, тому для кожного випадку заточування їх необхідно розраховувати у залежності від початкових установочних параметрів круга ϵ , чи $\gamma_{кр}$.

Суттєво впливає на зміну відхилення від прямолінійності зміна кута $\gamma_{кр}$ установки круга, ніж зміна кута розвороту круга ϵ , що необхідно враховувати при заточуванні черв'ячних фрез.

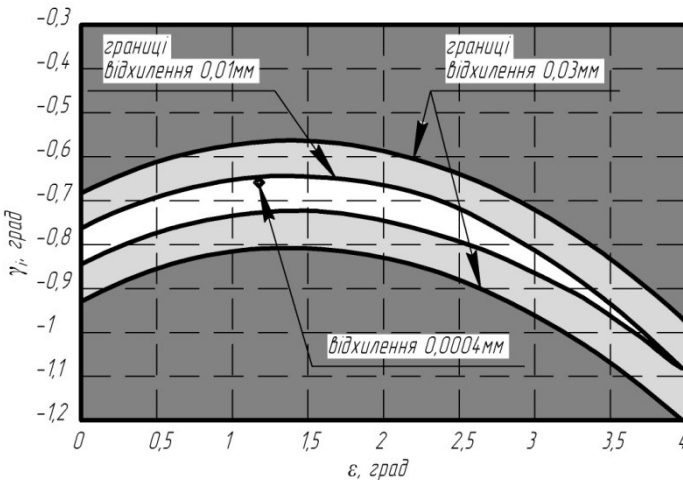


Рис. 1.22. Допустимі межі зміни установочних параметрів круга: $m = 5$ мм, $d_{a0} = 100$ мм, $D_{кр} = 125$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на дільному циліндрі складає $b_f = 3,2788^\circ$

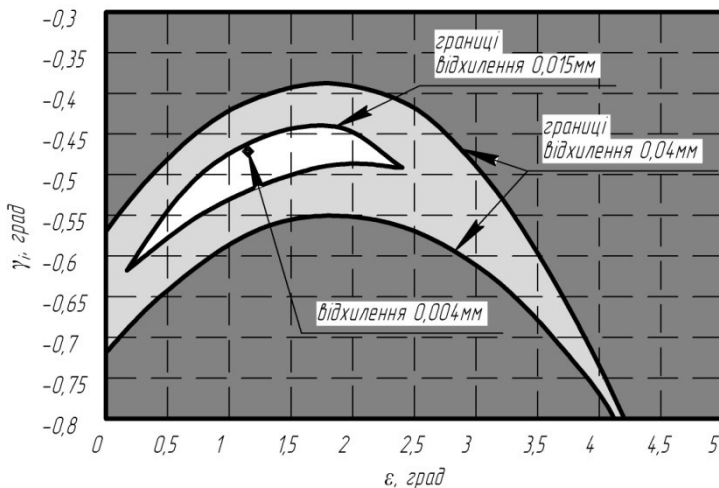


Рис. 1.23. Допустимі межі зміни установочних параметрів круга при заточуванні черв'ячних фрез:

$m = 10$ мм, $d_{a0} = 150$ мм, $D_{кр} = 200$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\gamma = 0^\circ$, кут нахилу гвинтової лінії на ділільному циліндрі $b_f = 4,5886^\circ$

1.3 Заточування фрез конічними кругами без криволінійної правки профілю

Було проведено експериментальну перевірку запропонованого способу заточки фрез. Аналіз розрахунків показав, що при заточці черв'ячних фрез із параметрами згідно технічного завдання ($m = 6$, $d_{a0} = 112$ мм, $\gamma = 0^\circ$, $\varepsilon = 3^\circ 32'$), мають відхилення направлене в тіло зуба фрези. Одночасно, чим більше діаметр заточувального круга, тим більше відхилення профілю передньої поверхні і всі фрези. Ці відхилення, для кругів без криволінійної правки при $\gamma = 0^\circ$, у 2,5...3 рази перевищують допуск прямолінійності згідно ГОСТ 9324-80 для якого, це значення складає $f_\gamma = 0,04$ мм (рис. 1.24), тому необхідні додаткові методи по зменшенню цього відхилення.

Розрахунки для варіанту заточки фрези $m = 6$, $d_{a0} = 112$ мм, $\varepsilon = 3^\circ 32'$, заточним кругом діаметром 200 мм кут профілю 15° згідно технологічного процесу підприємства замовника, показали (рис. 1.25), що можна досягти необхідної точності по відхиленню

за рахунок зміни кута установки заточувального круга
 $\gamma [-0.910; -0.810]$.

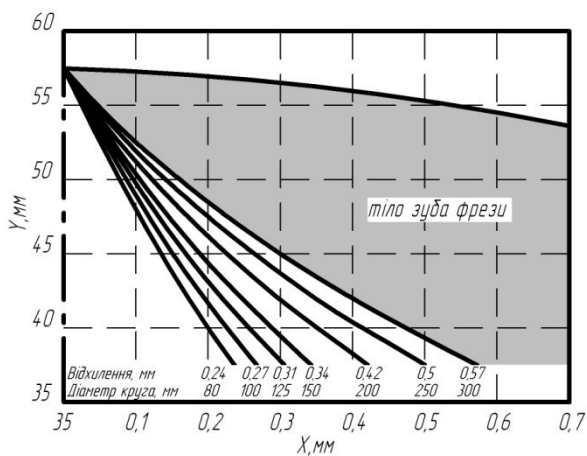


Рис. 1.24. Профіль передньої поверхні фрези в залежності від діаметра заточного круга:

$$m = 6 \text{ мм}, d_{a0} = 112 \text{ мм}, \gamma = 0^\circ, \varepsilon = 3^\circ 32', \eta = 15^\circ$$

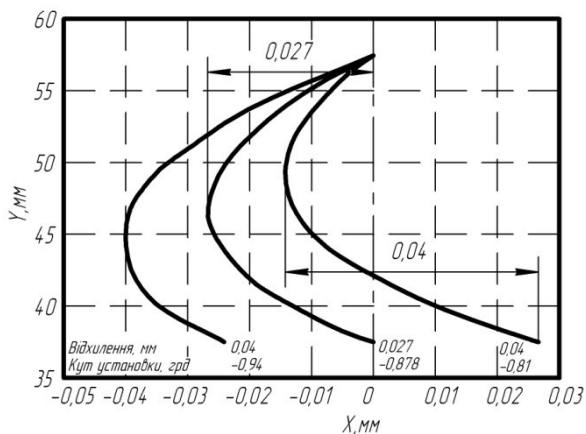


Рис. 1.25. Профіль передньої поверхні фрези в межах розрахованого допуску:

$$m = 6, d_{a0} = 112 \text{ мм}, \gamma = 0^\circ, \varepsilon = 3^\circ 32', D_{кр} = 200 \text{ мм}, \eta = 15^\circ$$

При заточці схема установки круга відносно фрези показана на рис. 1.26.

Розрахунок зміщення вершини фрези при заточці відносно вертикальної площини становить: $h = 0.89^{+0,14}$

Враховуючи, що величина Δ є розрахунковою, а на систему діють також інші чинники від інших похибок, то розрахунковий допуск $\Delta = 0,14$ мм зменшуємо у два рази: $\Delta_{\text{роб}} = 0,07$ мм. Робочий розмір, який встановлюється на верстаті при заточуванні буде $h = 0.89^{+0,07}$.

Для перевірки отриманих розрахунків було проведено заточування черв'ячних фрез за розробленим методом.

Заточування проводилось на заточувальному верстаті моделі ЗБ662. Фреза та круг встановлювались на верстаті згідно розрахункових значень (рис. 1.26).

Інструмент, що використовувався при заточуванні фрези: круг ЗП 200x10x38А 10-П С2 7 К5 35м/с А1 кл. ГОСТ 2424-83.

Параметри настройки верстату:

- швидкість круга – 16 м/с;
- повздовжня подача – 4 м/хв.;
- кут розвороту круга – $3^{\circ}32'$;
- крок гвинтових канавок фрези -4917.1 мм;
- зміщення вершини зуба фрези від вертикального осевого положення – $0,89^{+0,07}$;
- величина заглиблення круга у заготовку – 17 мм;
- припуск на один прохід – 0,015 мм;
- ЗОТС – рідина Укрінол-2.

Вимірювальний інструмент: індикатор часового типу (ціна поділки 0,002 мм).

Після заточки у черв'ячних фрез була виміряна похибка профілю передньої поверхні, для фрези запропонованої конструкції вона становила $f_{\gamma} = 0,03$ мм, для стандартної фрези $f_{\gamma} = 0,035$ мм, що менше встановленого значення допуску згідно ГОСТ 9324-80 «Фрезы червячные» 0,04 мм.

Таким чином запропонований метод заточки черв'ячних фрез забезпечує необхідну точність фрез за показниками точності передньої поверхні і він більш технологічний так, як відсутня правка

круга по криволінійній поверхні, круг правиться тільки по прямо- лінійні твірній конічній поверхні, що значно спрощує виготовлен- ня і подальшу експлуатацію такого інструменту.

Проте, враховуючи сучасний розвиток обчислювальної техніки та широке застосування верстатів з ЧПК при виготовленні інстру- ментів, вирішена у не повній мірі задача визначення профілю ін- струменту для геометрично точної обробки лінійчатої гвинтової поверхні.



Рис. 1.26. Заточування фрези

1.4 Геометрично точне формоутворення передньої гвинтової поверхні черв'ячних фрез при заточуванні

Для отримання точної передньої поверхні використовують корекцію профілю формоутворюючого інструменту. Точне вирішення цієї задачі базується на розв'язанні задачі формоутворення передньої гвинтової поверхні зуба фрези дисковим інструментом [8].

Задачу точного формоутворення лінійчатої гвинтової поверхні вирішувати будемо з врахуванням установочних параметрів дискового інструменту та просторового характеру формоутворення. Для визначення профілю дискового інструменту розглянемо наступні системи координат (рис. 1.27), які зображені у початковому стані

де $S(X, Y, Z)$ система зв'язана з фрезою;
 $S_1(X_1, Y_1, Z_1)$ допоміжна система координат;
 $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$ система зв'язана із дисковим інструментом.

При вибраних системах координат установочними технологічними параметрами будуть:

- l_{akt} – висота по передній поверхні заточуваної частини зуба;
- r_a – радіус вершин зубів фрези;
- r_f – радіус нижньої точки западини зубів фрези;
- H – проекція l_{akt} на вісь Y , Y_1 , висота зуба;
- η – кут профілю конічного шліфувального круга;
- ε – кут розвороту шліфувального круга;
- A – міжцентрова відстань між системами $S(X, Y, Z)$ та $S_1(X_1, Y_1, Z_1)$;
- A_2 – найменша відстань від осі X_2 до центру системи координат $S(X, Y, Z)$;
- a_2 – зміщення початку конічної поверхні круга відносно центру координат у системі $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$;
- γ_i – передній інструментальний кут фрези;
- γ_{ycm} – кут установки круга відносно передньої поверхні зуба фрези;
- R_{kr} – радіус заточного круга у проекції його контакту з найни-

жчою точкою заточуваного зуба фрези по висоті;

r_{kr} – радіус заточного круга у проекції його контакту з найвищою точкою заточуваного зуба фрези по висоті.

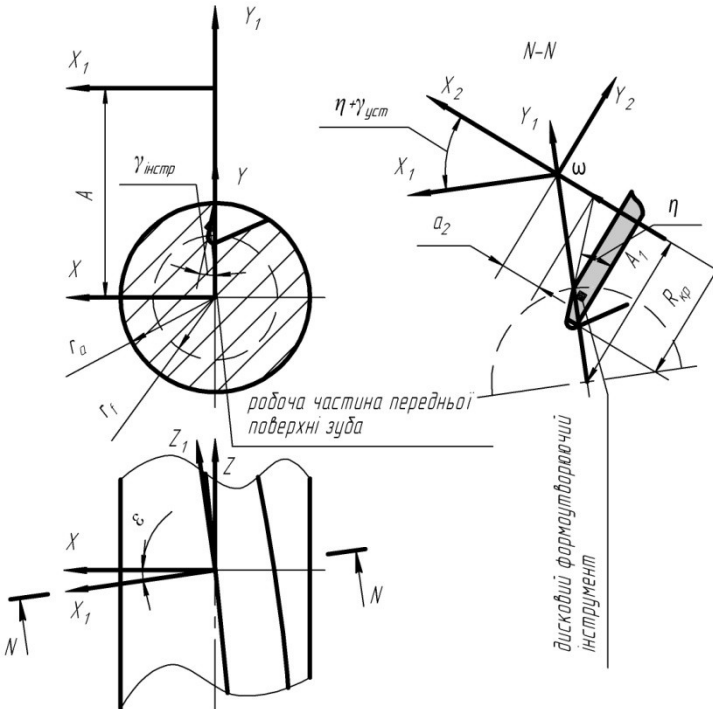


Рис. 1.27. Установка дискового инструмента при утворенні передньої поверхні зуба фрези

Зв'язок між системами координат визначається залежностями $S(X, Y, Z)$ та $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$:

$$\begin{aligned} X_2 &= Z \sin \epsilon + (X \cos(\eta + \gamma_{уст}) - Y \sin(\eta + \gamma)) \cos \epsilon ; \\ Y_2 &= A + X \sin(\eta + \gamma_{уст}) + Y \cos(\eta + \gamma_{уст}) ; \\ Z_2 &= Z \cos \epsilon + (X \cos(\eta + \gamma_{уст}) - Y \sin(\eta + \gamma)) \sin \epsilon . \end{aligned} \quad (1.11)$$

Установочні параметри з побудови визначаються наступними рівняннями:

$$\operatorname{tg} \gamma_{\text{уст}} = \frac{\operatorname{tg} \gamma_i}{\cos \varepsilon}; \quad a_1 = \frac{R_{kr} - \frac{(r_a - r_j) \sin \eta}{\cos \gamma_{\text{уст}}}}{\cos(\eta + \gamma_{\text{уст}})};$$

$$r_{kr} = R_{kr} - \frac{(r_a - r_j) \sin \eta}{\cos \gamma_{\text{уст}}}; \quad a = r_a + a_1; \quad (1.12)$$

$$a_2 = \frac{(R_{kr} \cos \gamma_{\text{уст}} - (r_a - r_f) \cos \eta)(\operatorname{tg}(\eta + \gamma_{\text{уст}}) - \operatorname{tg} \eta)}{\cos \gamma_{\text{уст}}}.$$

Рівняння лінійчатої гвинтової передньої поверхні зуба фрези використовуючи результати роботи [11] запишеться :

$$X_p = (u \sin \gamma_{\text{інстр}} - r_a \sin \gamma_{\text{інстр}} \cos \gamma_{\text{інстр}}) \cos t +$$

$$+ (\cos \gamma_{\text{інстр}} + r_a \sin^2 \gamma_{\text{інстр}}) \sin t,$$

$$X_p = (u \sin \gamma_{\text{інстр}} - r_a \sin \gamma_{\text{інстр}} \cos \gamma_{\text{інстр}}) \sin t +$$

$$+ (u \cos \gamma_{\text{інстр}} + r_a \sin^2 \gamma_{\text{інстр}}) \cos t, \quad (1.13)$$

$$Z_p = p_1 t.$$

де t – незалежний параметр гвинтової поверхні, що визначає положення прямолінійної твірної у просторі;

u – незалежний параметр гвинтової поверхні, що визначає положення, точки на прямолінійній твірній гвинтової поверхні;

p_1 – гвинтовий параметр стружкороздільної канавки.

Для фрез з переднім нульовим інструментальним кутом $\gamma_{\text{інстр}} = 0$ рівняння лінійчатої гвинтової передньої поверхні зуба фрези запишеться:

$$\begin{cases} X_p = u \sin t \\ Y_p = u \cos t \\ Z_p = p_1 t \end{cases} \quad (1.14)$$

Визначимо вихідну інструментальну поверхню I дискового інструменту, як огинаючу гвинтової поверхні при її обертанні навколо заданої осі X_2 . Для цього запишемо рівняння контакту у кінематичній формі.

Рівняння вектора нормалі до лінійчатої гвинтової передньої поверхні зуба фрези:

- з довільним переднім кутом у системі $S(X, Y, Z)$ буде:

$$\vec{N} = \cos(t + \gamma_{\text{інстум}}) \vec{i} - \sin(t + \gamma_{\text{інстум}}) \vec{j} - \frac{u}{p_1} \vec{k}. \quad (1.15)$$

- з нульовим інструментальним переднім кутом:

$$\vec{N} = \cos t \vec{i} - \sin t \vec{j} - \frac{u}{p_1} \vec{k}. \quad (1.16)$$

Швидкість довільної точки гвинтової поверхні при її обертанні навколо осі X_2 у системі $S(X, Y, Z)$ у загальному виді:

$$\vec{V} = \vec{\omega} \times \vec{R} + \vec{A}_1 \times \vec{\omega} \quad (1.17)$$

де ω – одиничний вектор кутової швидкості обертання навколо осі X_2 у системі координат $S(X, Y, Z)$;

R – радіус вектор довільної точки гвинтової поверхні;

A_1 – радіус вектор мінімальної відстані від центру координат системи $S(X, Y, Z)$ до напрямку дії вектора ω .

Параметри, що входять до рівняння (1.17), можливо визначити за наступними математичними залежностями (1.18) :

$$\begin{aligned} \vec{\omega} &= \cos(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \cos \varepsilon \vec{i} + \\ &\quad + \sin(\eta + \gamma_{\text{уст}}) - \cos(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \sin \varepsilon \vec{k}, \\ \vec{A}_1 &= -A \sin(\eta + \\ &\quad + \gamma_{\text{уст}}) \cos(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \cos \varepsilon \vec{i} + \\ &\quad + A \cos^2(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \vec{j} - \\ &\quad - A \sin(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \cos(\eta + \gamma_{\text{уст}}) \sin \varepsilon \vec{k}. \end{aligned} \quad (1.18)$$

У розгорнутому вигляді рівняння (1.17) запишеться:

- лінійчата гвинтова передня поверхня зуба фрези з довільним переднім кутом:

$$\vec{V} = (v_x, v_y, v_z),$$

$$v_x = \cos(\eta + \gamma_{\text{інстум}}) \times \\ \times \sin \varepsilon (-A + r_a \sin \gamma_{\text{уст}} \sin(\gamma_{\text{уст}} + t) + \\ + u \cos(\gamma_{\text{уст}} + t)) + p_1 t \sin(\eta + \gamma_{\text{інстум}}),$$

$$v_y = \cos(\eta + \gamma_{\text{інстум}}) (p_1 t \cos \varepsilon + \\ + \sin \varepsilon (u \sin(\gamma_{\text{уст}} + t) - r_a \sin \gamma_{\text{уст}} \cos(\gamma_{\text{уст}} + t))), \quad (1.19)$$

$$v_z = \cos(\eta + \gamma_{\text{інстум}}) \times \\ \times \cos \varepsilon (-A + r_a \sin \gamma_{\text{уст}} \sin(\gamma_{\text{уст}} + t) + \\ + u \cos(\gamma_{\text{уст}} + t)) + p_1 t \sin(\eta + \gamma_{\text{інстум}}).$$

- лінійчата гвинтова передня поверхня зуба фрези з нульовим переднім кутом:

$$\vec{V} = \cos \eta \sin \varepsilon (u \cos t - A) + \\ + p_1 t \sin \eta \vec{i} - \\ - \cos \eta (p_1 t \cos \varepsilon + u \sin t - r_a \sin t \sin \varepsilon) \vec{j} + \\ + \cos \eta \cos \varepsilon (u \cos t - A) - u \sin \eta \sin t \vec{k}. \quad (1.20)$$

Рівняння контакту $\vec{N} \cdot \vec{V} = 0$ запишеться:

- лінійчата гвинтова передня поверхня зуба фрези з довільним переднім кутом:

$$\begin{aligned}
\vec{N} \cdot \vec{V} = 0 &= \\
&= \frac{1}{p_1} (\cos(\eta + \gamma_{\text{інструм}}) \times \\
&\times (\cos \varepsilon (u (A - u \cos(\gamma_{\text{уст}} + t)) + \\
&+ \sin (p_1 t \cos \varepsilon + u \sin t - r_a \sin t \sin \varepsilon)) \times \\
&\times (p_1^2 t - r_a u \sin \gamma_{\text{уст}})) + \\
&+ \sin(\eta + \gamma_{\text{інструм}}) \times \\
&\times (\cos(\gamma_{\text{уст}} + t)(p_1^2 t - r_a u \sin \gamma_{\text{уст}}) + \\
&+ u^2 \sin(\gamma_{\text{уст}} + t))).
\end{aligned} \tag{1.21}$$

- лінійчата гвинтова передня поверхня зуба фрези з нульовим переднім кутом:

$$\begin{aligned}
\vec{N} \cdot \vec{V} = 0 &= \\
&= \frac{1}{p_1} (\cos \eta \cos \varepsilon (u(A - u \cos t) + p_1^2 t \sin t) + \\
&+ p_1 \cos \eta \sin \varepsilon (u - a \cos t) + \\
&+ \sin \eta (p_1^2 t \cos t + u^2 \sin t)).
\end{aligned} \tag{1.22}$$

Розв'язок рівняння контакту будемо знаходити чисельно задаючись зміною параметру u у межах, що описує робочу ділянку поверхні і знаходимо значення параметру t . Підставивши знайдені значення параметрів u , t у рівняння (1.13, 1.14), отримуємо значення точок характеристики – контакту вихідної інструментальної поверхні з гвинтовою поверхнею.

Підставивши координати характеристики у рівняння зв'язку між системами координат S та S_2 отримуємо характеристику у системі пов'язаної з вихідною інструментальною поверхнею. Координати точок осового профілю ВІП дискового інструменту у системі $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$ визначаються за залежностями:

$$R_{\text{інстр}} = \sqrt{Y_{2XXA}^2 + Z_{2XXA}^2}; \quad X_{\text{інстр}} = X_{2XXA}. \tag{1.23}$$

Кінцева операція виготовлення фрези - заточка її по передній поверхні конічним кругом, тому необхідно розрахувати криву профілю круга (рис. 1.28) вздовж його прямолінійної твірної за наступними залежностями:

$$\begin{cases} X_{\text{пр}} = -X_{\text{інстр}} \sin \eta + R_{\text{інстр}} \cos \eta \\ Y_{\text{пр}} = X_{\text{інстр}} \cos \eta + R_{\text{інстр}} \sin \eta \end{cases} \quad (1.24)$$

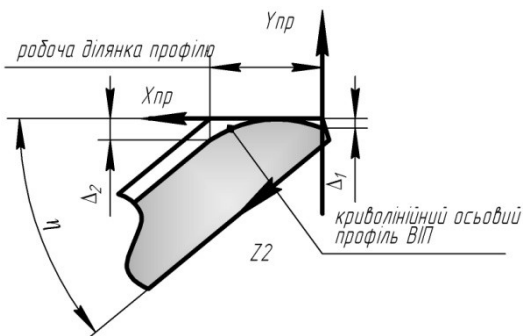
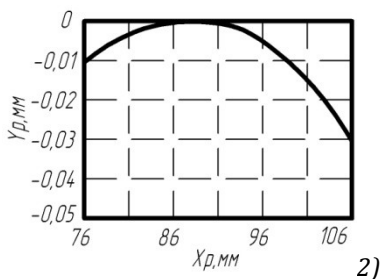
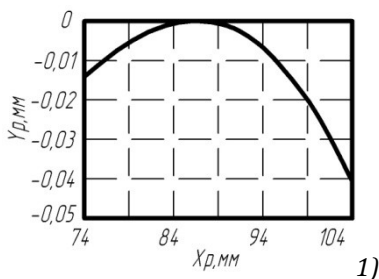


Рис. 1.28. Схема правки профілю шліфувального круга

Для прикладу розраховано криву профілю круга рис. 1.29 для заточки гвинтової стружкороздільної канавки поверхні черв'ячної фрези $t = 10$ мм, $d_a = 180$ мм з параметрами: крок 7532 мм, $r_a = 90$ мм, $r_f = 65$ мм, $R_{kr} = 100$ мм, $\varepsilon = 3,7^\circ$, $\gamma_{\text{інструм}} = 0$ при різних кутах профілю круга $\eta = 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ, 30^\circ$.

За результатами розрахунків зі зменшенням кута профілю конічного шліфувального круга збільшується величина правки круга, при чому за значенням $\Delta_2 < \Delta_1$.



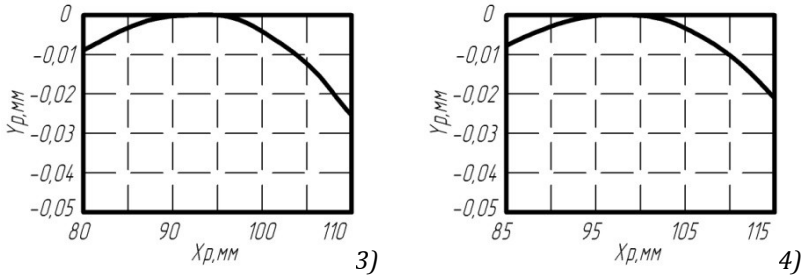


Рис. 1.29. Профіль круга при заточуванні гвинтової поверхні:
 Крок 7532 мм, $r_a = 90$ мм, $r_f = 65$ мм, $R_{kr} = 100$ мм, $\epsilon = 3.7^\circ$, $\gamma_{\text{інструм}}=0$;
 Кут профілю круга η : 1) - 15° , 2) - 20° , 3) - 25° ; 4) - 30°

Було розраховано вплив розмірів заточувального круга на форму кривої його профілю (рис. 1.30). За результатами розрахунків зі збільшенням діаметра круга величина правки зростає.

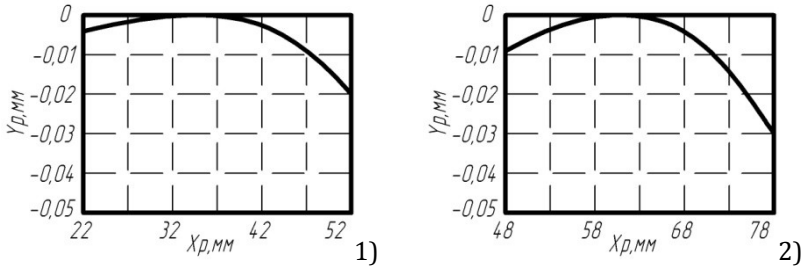


Рис. 1.30. Крива профілю круга при заточуванні гвинтової поверхні з параметрами крок 7532 мм:
 $r_a = 90$ мм, $r_f = 65$ мм, $\eta = 15^\circ$, $\epsilon = 3.7^\circ$, $\gamma_{\text{інструм}}=0$;
 радіус заточного круга R_{kr} 1- 50 мм; 2- 75 мм, 3- 100 мм, 4 - 125мм

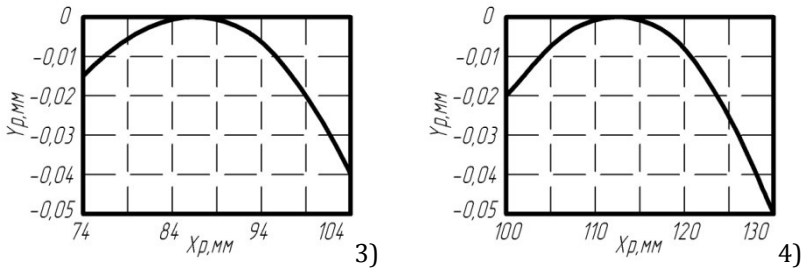


Рис. 1.30. Продовження

Для заточувальних верстатів, що не мають у своїй конструкції ЧПК механізму правки, має практичне застосування розрахунок параметрів утворення необхідної кривої профілю круга за рахунок схеми сферичної правки круга рис. 1.31. Для цього необхідно розрахувати параметри заміни криволінійного профілю круга, за рівнянням (1.25).

Особливістю заміни є те, що профіль круга, який заміняє, повинен проходити через точку, яка має мінімальне відхилення значення величини правки Δ , що дорівнює нулю у точці $[X_k Y_k]$ і це коло має дотичну у цій точці під кутом профілю прямолінійної твірної круга, що для обраної системи координат (рис. 1.31) $\psi = \pi/2 + \eta$.

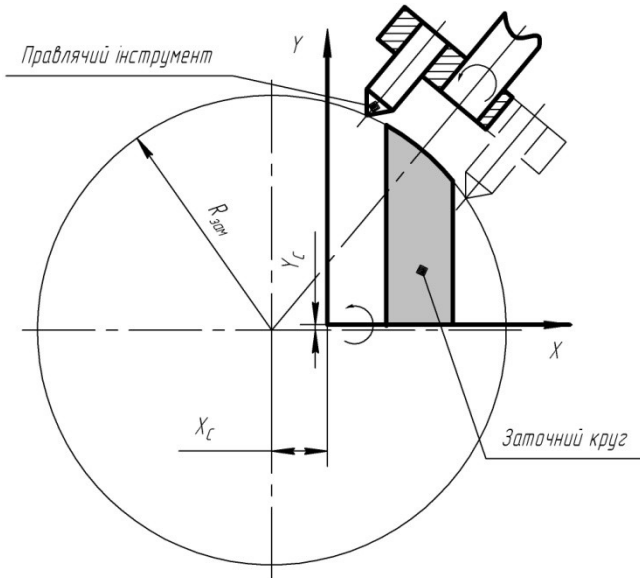


Рис. 1.31. Схема правки заточувального круга по сферичній поверхні

Вважаючи на те, що профіль круга отримуємо у вигляді набору точок $[X_i Y_i]$, де $i = 1 \dots N$, N - кількість розрахункових точок, то параметри замінюючого кола знайдемо за допомогою методу невізначених множників Лагранжа, вирішуючи систему наступну рівнянь:

$$\begin{aligned}
F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2) &= \\
&= \sum_{i=1}^N [(X_i^2 + Y_i^2 - AX_i - BY_i + C)^2 + \\
&+ \lambda_1(X_i^2 + Y_i^2 - AX_i - BY_i + C) + \lambda_2(2X_i + \\
&+ 2Y_i \operatorname{tg} \psi - A - B \operatorname{tg} \psi)], \frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial A} = 0 \\
\frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial B} &= 0, \quad \frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial C} = 0, \\
\frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} &= 0, \quad \frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} = 0, \\
\frac{\partial F(A, B, C, \lambda_1, \lambda_2)}{\partial C} &= 0,
\end{aligned} \tag{1.25}$$

$$X_c = A/2, Y_c = B/2, R_{\text{зам}} = \sqrt{X_c^2 + Y_c^2 - C}.$$

- де X_i, Y_i – координати точок криволінійного профілю заточного круга,
- N – кількість точок криволінійного профілю заточного круга;
- X_c, Y_c – координати центру замінюючого кола;
- $\operatorname{tg} \psi$ – кут нахилу дотичної до кола в одній із кінцевих точок
- $R_{\text{зам}}$ – радіус кола заміни.

1.5 Висновки

На прикладі показано розрахунок кривої профілю круга для заточки гвинтової поверхні з параметрами крок 7532 мм, $r_a = 90$ мм, $r_f = 65$ мм, $R_{kr} = 100$ мм, $\varepsilon = 3.7^\circ$, $\gamma_{\text{інструм}} = 0$, $\eta = 15^\circ$ для схеми на рис. 1.31, при кількості замінюючих точок $N=100$, було розраховано параметри замінюючого кола і отримані наступні значення

$X_c = -3686,6$ мм, $Y_c = -898,6$ мм, $R_{зам} = 3793,6$ мм. Розраховані значення технологічно реалізуються на заточувальному верстаті і даний метод може бути використаний при розрахунках параметрів правки за вказаним методом.

За результатами роботи встановлено відхилення профілю передньої поверхні фрези від прямолінійності із гвинтовими канавками у залежності від установочних параметрів кругів конічної форми.

Визначено раціональні значення установочних параметрів заточних кругів конічної форми, що дозволяють зменшити відхилення профілю зуба передньої гвинтової поверхні фрези від прямолінійності.

Встановлені залежності для визначення криволінійного профілю дискового заточувального інструмента для обробки теоретично-точних лінійчатих гвинтових поверхонь стружкороздільних канавок черв'ячних фрез з довільним переднім кутом.

Визначенні рівняння для заміни такого криволінійного профілю дугою кола при заміні поверхні круга з криволінійним профілем на сферичну.

Список літератури

1. Альшименкэ Н. И. Выбор максимального диаметра шлифовального круга при заточке червячных фрез / Н. И. Альшименкэ, В. И. Чичерин. // Станки и инструмент. – 1980. – №3. – С.16-18.
2. Вереина Л. И. Конструкции и наладка токарно-затыловочных станков/Л. И. Вереина, Б. А. Усов. - М.: Высшая школа, 1980. – 168 с.
3. Дибнер Л. Г. Заточные автоматы и полуавтоматы / Л. Г. Дибнер, Э. Е. Цофин. - М.: Машиностроение, 1978. - 278 с.
4. Дружинин И. У. Новые приборы для контроля червячных фрез / И. У. Дружинин. – Свердловск: ЦБТИ, 1958. - 28 с.
5. Дубовик Н. П. Устройства для правки шлифовальных кругов алмазным инструментом/ Н. П. Дубовик, В. С. Мендельсон. - К. Наукова думка, 1982. - 128 с.
6. Лагутин С. А. Производство червячных передач / С. А. Лагутин, А. И. Сандлер, А. В. Верховский. - М.: Машиностроение, 2008. - 272 с.

7. Рабкин А. Л. Затывловочные станки/ А. Л. Рабкин. - М.: Машиностроение, 1976. - 126 с.
8. Равська Н.С. Особливості формоутворення передньої лінійчатої гвинтової поверхні зубів різального інструменту./ Н. С. Равська, О. А. Охріменко, А. С. Кулініч.// Наукові праці ДНТУ, Машинобудування і машинознавство. – 2011. – Вип.8/(190). - С.108-117.
9. Равська Н. С. Заточування черв'ячних зуборізних фрез / Н. С. Равська, О. А. Охріменко, Я. Р. Дубик. // Вісник ЖДТУ 2009. - №1(29). - С.42-48.
10. Равська Н. С. Особливості формоутворення гвинтової канавки спіральних свердел дисковим інструментом прямолінійної форми./ Н. С. Равська, О. А. Охріменко, О.А. Плівак.// Вісник НТУУ КПІ Машинобудування. - 2012. - №63. - С254-265.
11. Равська Н. С. Підвищення технологічності заточки черв'ячних фрез/ Н. С. Равська, О. А. Охріменко, Я. Р. Дубик. //Наукові праці ДНТУ, Машинобудування і машинознавство. – 2011. – Вип.8/(190). - С.117-124.
12. Родин П.Р. Технология изготовления зуборезного инструмента / П.Р. Родин, В. И. Климов, С. Б. Якубсон. - К.: Техника, 1982. - 208 с.
13. Родин П. Р., Пекарский М. Д. Резцы с прямолинейными режущими кромками для обработки винтов и червяков с архимедовой винтовой поверхностью / П. Р. Родин, М. Д. Пекарский// Новости инструментальной техники. – М. – 1947. - №7. - С.34-54..
14. Сандлер А. И. Расчет допуска на отклонение передней поверхности зубьев червячной фрезы от радиальности / А. И. Сандлер. //Станки и инструмент. - 1987. - №8. - С.19-21.
15. Шелко С. М. Новое в области контроля мелко модульных червячных фрез / С. М. Шелко, М. М. Шулькин. - Л.: 1956. - 8 с.

2 ФАСОННІ ТОРЦЕВІ ФРЕЗИ З КОНІЧНОЮ ПЕРЕДНЬОЮ ПОВЕРХНЕЮ

2.1 Актуальність теми

У теперішній час набуло значного поширення оброблення, декоративних та дизайнерських виробів, методом фасонного фрезерування торцевими фрезами збірної конструкції. Такий спосіб дозволяє отримати фасонні циліндричні деталі (наприклад, оздоблювальні плінтуси, рамки, шпалери), які мають довжину декілька метрів. Здебільшого це вироби виготовлені із деревини.

Вивченню технології фасонного оброблення деревини та знаходженню шляхів вдосконалення різального інструмента присвячені роботи Г. А. Зотова [9], В. В. Амаліцького [1], В. Г. Морозова [25], А. Е. Грубе [5], Н. А. Кряжева [16], А. В. Моїсеїва [24] та ін. Але і на сьогодні проблема створення ефективного інструмента не втратила своєї актуальності. Проблемами вдосконалення фасонного фрезерного інструмента, в галузі машинобудування, займались Г. І. Грановський [4], Т. Н. Лоладзе [22] та ін.

У сучасній деревообробній галузі¹ застосовують значну кількість різних конструкцій фрезерувального інструмента. Найбільшу групу інструмента для фасонного оброблення деревини становлять фасонні фрези.

Історично склалось, що найбільш поширеними були фасонні фрези дискової конструкції. Однак, у теперішній час все більшого поширення набуває застосування фасонних торцевих фрез, що пояснюється їх високою продуктивністю.

¹ Anonim, Peeling Technique and the Problems Solution, Toyo Technical Service Series II (Booklet), Jakarta, PT. Toyo Diptana Mas dan Toyo Knife Co., Ltd., 1994

Ed M. Wilson,. Saws, Design, Selection, Operation and Maintenance. Miller Freeman, 1978.

Blackburn, D., Hamilton, M., Harwood, C., Innes, T., Potts, B. And Williams, D. (2011). Genetic

variation in traits affecting sawn timber recovery in plantation-grown Eucalyptus nitens. Annals of Forest Science (2011). 68: 1187-1195.

De Villiers, A.M. (1974). Utilization problems with some eucalypts in South Africa. In Proceedings IUFRO-5 Meeting, South Africa. 2: 238-255.

Торцеві фасонні фрези широко застосовують у загальному машинобудуванні, але просте перенесення їх конструкції та геометричних параметрів у галузь оброблення деревини, не є достатньо можливим.

Оброблення фасонних циліндричних поверхонь² із деревини, торцевими фасонними фрезами недостатньо досліджено, особливо в галузі покращення їх геометричних параметрів. Тому вдосконалення теоретичних основ дослідження геометричних параметрів фасонних торцевих фрез є актуальною задачею і має наукове та практичне значення.

2.2 Стан проблеми

Під час оброблення фасонних циліндричних поверхонь з прямолінійною напрямною (плінтуса, багети) застосовують дискові фрези³, які утворюють поверхню, як сукупність послідовно розташованих кругових викружок, коли кожних окремих зуб фрези залишає на утвореній поверхні радіусну заглибину (рис. 2.1,а).

На відміну від дискових фрез, фасонні торцеві фрези⁴ мають більшу продуктивність і забезпечують оброблений профіль з малою величиною хвилястості. При роботі торцевої фрези, її різальні кромки рухаються у площині, розташованій перпендикулярно до осі інструмента. Це значно зменшує нерівності обробленої поверхні(рис.2.1,б).

² Циліндрична поверхня, це поверхня огинаюча до послідовних положень лінії, котра рухається у просторі паралельно сама собі.

³³ Merdol SD, Altintas Y (2004) Multi Frequency Solution of Chatter Stability for Low Immersion Milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 126:459-466.

Bachrathy D, Stepan G (2013) Improved Prediction of Stability Lobes with Extended Multi Frequency Solution. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 62(1):411-414.

Kilic ZM, Altintas Y (2012) Stability of Peripheral Milling Operations with Long End Mills. *Procedia CIRP* 4:103-108.

⁴ A. Sathyavathi, M.R. Rajaraman, B. Kumaragurubaran, P. Gopal “ Surface Roughness Optimization Techniques of CNC Turning” *International Journal of Engineering and Advanced Technology (IJEAT)* ISSN: 2249 – 8958, Volume-2, Issue-5, June 2013

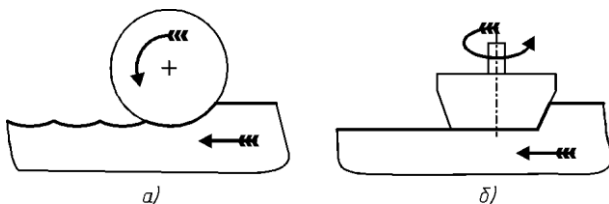


Рис. 2.1. Нерівномірність обробленої поверхні

Існуючі конструкції фасонних торцевих фрез, які утворюють фасонні поверхні деталі своєю торцевою різальною частиною, мають несприятливі умови різання через значну зміну кутів різання вздовж різальної кромки. Це викликано тим, що фасонний профіль деталі має значну ширину (довжину), яка досягає половини, а інколи і більше, радіуса інструмента.

Для усунення нерівномірності розподілу кутів вздовж різальної кромки різальну кромку фізично розділяють на декілька окремих ділянок. Тобто замість одного цілого різального леза застосовують декілька, які в сумі утворюють необхідний фасонний профіль.

Однак, у такому випадку фреза має складну конструкцію, яка складається з окремих різальних елементів, кожен з яких закріплено в загальному корпусі під своїми кутами. Така конструкція дозволяє зменшити зміну кутів різання вздовж різальних кромки, але пов'язана із складністю настроювання взаємного розташування різальних елементів.

2.3 Аналіз стану питання

Класифікація деревообробних фрез

Фасонне фрезерування є одним з найбільш поширених методів оброблення деревини. Це пояснюється не тільки тим, що фрези можуть обробляти фасонні поверхні значних розмірів, але і тим, що вони продуктивно оброблюють анізотропні слоїсті матеріали⁵.

⁵ V V K Lakshmi1, Dr K Venkata Subbaiah "Modelling and Optimization of Process Parameters during End Milling of Hardened Steel" International Journal of Engineering Research and Applications (IJERA) ISSN: 2248-9622 www.ijera.com Vol. 2, Issue 2, Mar-Apr 2012, pp.674-679.

D.S. Rickerby, A Matthews, "Advanced Surface Coatings- A Handbook of Surface Engineering", Chapman and Hall, New York, 1991

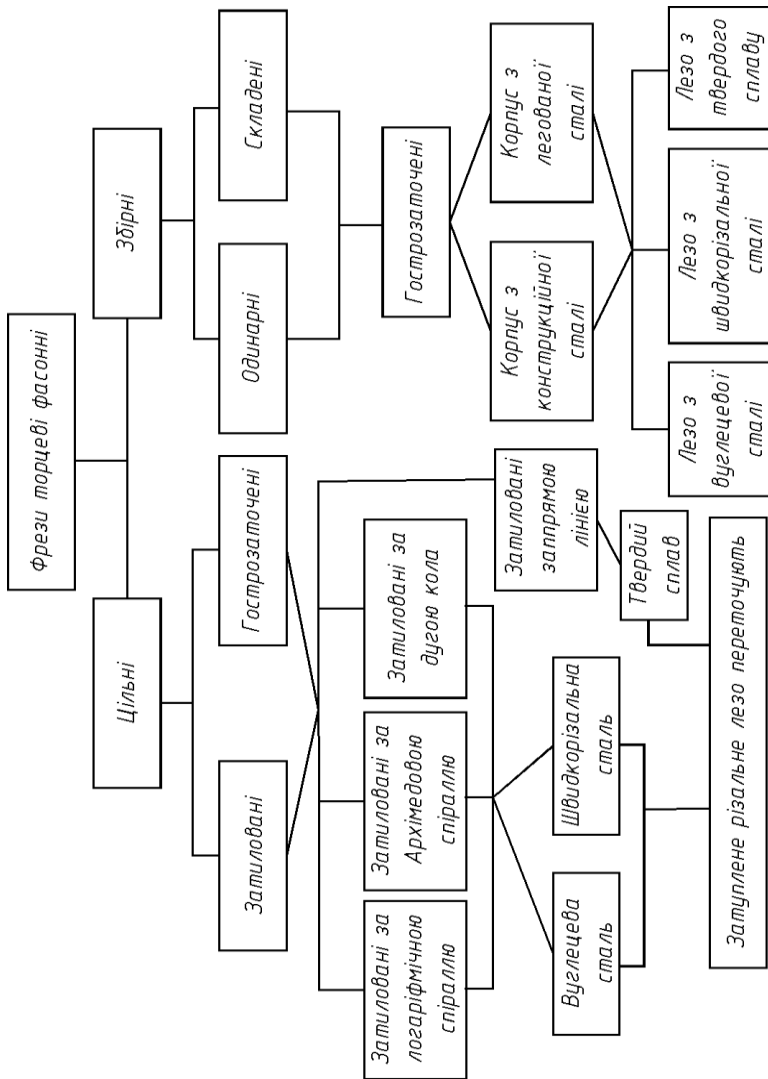


Рис. 2.2. Загальна класифікація деревообробних фрез

Деревина, як анізотропний матеріал, має різні механічні властивості у шести напрямках. Це значно ускладнює проектування інструмента з раціональними геометричними параметрами, придатними забезпечувати однакову працездатність на різних ділянках анізотропного матеріалу.

Фрези, що застосовують при обробленні деревини та матеріалів на її основі (фанера, деревинно-пресовані плити типу ДСП), можливо поділити за класифікацією наведеною на рис. 2.2. стор. 50. Основною відмінністю фрез є тип виготовлення – цільна, або збірна конструкція. Все інше загалом залежить саме від цього.

Спосіб кріплення

За способом кріплення на шпинделі верстата торцеві⁶ фрези поділяють на два типи:

- насадні фрези;
- та кінцеві фрези.

Насадна фреза має посадковий отвір. Її закріплюють на оправці. Кінцева фреза має конічний хвостовик для закріплення в патроні. Загалом спосіб кріплення фрези визначається її розмірами.

Призначення

За призначенням насадні фрези (рис. 2.3 стор. 52) поділяються на декілька груп [36]:

- зачисні фрези:
 - циліндричні (рис. 2.3,а) – для зачистки криволінійних деталей за шаблонами. Наприклад, арочні рами ;
 - конічні (рис. 2.3,б) – для придання нахилу вузькій стороні деталі з метою кращого притискання.
- фальцові фрези:
 - циліндричні (рис. 2.3,в) – для відбору фальця без зачистки кромки в деталях різної форми та конструкції;
 - та ступінчасті (рис. 2.3,г) – для відбору фальця із зачисткою кромкою. Наприклад, у випадку щільного з'єднання встик.

⁶ Всі дискові та циліндричні фрези (фасонні і звичайні) виконують тільки насадними.

- прорізні (рис. 2.3,д) – для утворення вузьких пазів із подальшим ущільненням з'єднанням торцевих поверхонь деталей за допомогою склеювання;
- шпунтові (рис. 2.3,е) – для відбору шпунта в прямолінійних, криволінійних та рамочних конструкціях з подальшим склеюванням;
- гребеневі фрези (рис. 2.3,ж) – для відбору гребня в прямолінійних, криволінійних та рамочних конструкціях з подальшим склеюванням;
- прорізні (рис. 2.3,з) – для утворення вузьких пазів під фільонки із фанери. Наприклад, у дверях.
- фасонні (рис. 2.3,і) – для утворення фасонної поверхні методом торцевого фрезерування. Наприклад, плінтуси, рамки до картин. Відрізняються високою продуктивністю та малою хвилястістю обробленої поверхні.

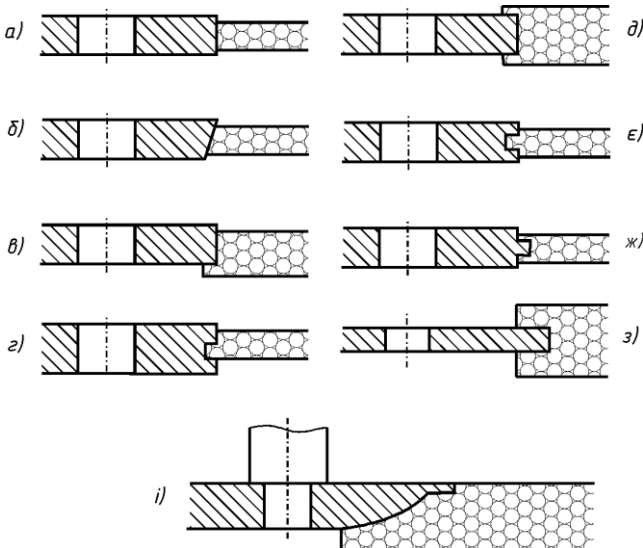


Рис. 2.3. Фрези для оброблення деревини

Фрези кінцеві

Кінцеві фрези застосовують під час фрезерування профілю за контуром, вибірки пазів та гнізд, виконання художнього різьблення. Фрези кінцеві також застосовують під час роботи на копіювальних верстатах різної конструкції.

Недоліком кінцевих фрез є необхідність застосування значної частоти обертання інструмента (7...12 тисяч обертів за хвилину), для отримання обробленої поверхні малої шорсткості⁷. Такі частоти викликають значні коливання та необхідність підвищеної точності балансування інструмента.

Фрези циліндричні

Циліндричні фрези це дискові фрези значної ширини. Конструктивно циліндричні фрези розділяються на:

- однозубі гострозаточені та затиловані;
- а також на двозубі з прямою та гвинтовою канавкою.

Зазвичай циліндричні фрези застосовують у фугувальних верстатах рейсмусної конструкції. Такі верстати призначені для одночасної обробки дошки з обох сторін та надання їм взаємної паралельності. Довжина однозубих циліндричних фрез може сягати 10...15 її діаметрів.

Технологія

За технологічною ознакою розрізняють фрези для отримання плоских та профільних поверхонь⁸. Це ділення досить умовне, адже плоска поверхня є окремий випадок фасонної поверхні. Окрім цього, треба зважити на те, що плоскі поверхні, зазвичай, обробляють шліфуванням за допомогою абразивної стрічки.

⁷ Чим більша частота обертання, тим більш жорстким має бути верстат та тим дорожчим він є.

⁸ Klocke , F., and Klein, A., 2006, — Tool Life and Productivity Improvement Through Cutting Parameter Setting and Tool Design in Dry High-Speed Bevel Gear Tooth Cutting, *Gear Technol.*, May/June, pp. 40–48.

Antoniadis, A., Vidakis, N., and Bilalis, N., 2002, — Failure Fracture Investigation of Cemented Carbide T tools Used in Gear Hobbing — Part I: FEM Modeling of Fly Hobbing and Computational Interpretation of Experimental Results,|| *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, 1244, pp. 784–791

Конструкція

За конструктивними ознаками фрези поділяють на цільні, збірні та комбіновані.

Цільні фрези найбільш жорсткі та прості за конструкцією. Їх застосовують для оброблення поверхонь достатньо простої форми. Виготовляють зазвичай із вуглецевої сталі.

Збірні фрези складаються з декількох елементів, зазвичай мають механічне кріплення різальних елементів. Такі фрези мають широке застосування для оброблення поверхонь складного фасонного профілю.

Комбіновані фрези складаються з декількох різальних блоків, кожен з котрих може біти як цільним, так і збірним. Це найбільш продуктивна конструкція різального інструмента, яку широко застосовують у сучасній деревообробній промисловості.

Матеріал

За матеріалом, з якого виготовлені фрези, їх поділяють на три групи:

- фрези цільні з інструментальних сталей;
- фрези, оснащені пластинами з інструментальних сталей;
- фрези, оснащені пластинами з твердого сплаву.

Фрези цільні з інструментальних сталей мають значну жорсткість конструкції, але після переточування їх розміри зменшуються, що не завжди бажано.

Фрези оснащені змінними пластинами із інструментальних сталей більш економічні за цільні фрези, але мають дещо меншу жорсткість. Окрім цього, закріплення пластин механічним способом ускладнює їх конструкцію.

Фрези оснащені пластинами твердого сплаву мають підвищену розмірну стійкість і тому широко застосовуються у випадках, коли важливим є незмінність розмірів профілю.

Напрямок обертання

За направленням обертання розрізняють ліві та праві фрези. Напрямок обертання залежить від типу оброблюваної поверхні та конструкції верстата.

Узагальнення

Серед усіх типів фрез, що застосовують для оброблення деталей із деревини найбільш складними є фасонні фрези. Можливо стверджувати, що фасонні фрези узагальнюють інші типи фрез.

Фасонні фрези дозволяють обробляти поверхні складного профілю. Переваги застосування фасонних фрез проявляються при обробці заготовок з великим відношенням довжини до ширини поверхонь, що фрезеруються [40].

2.4 Фрезерування фасонних поверхонь

У деревообробній промисловості поширено фасонне фрезерування профільних зовнішніх поверхонь деталей, обробки шипів, лазів і гнізд, копіюванні.

На відміну від звичайних, фасонні фрези мають різальні кромки, які складаються з різних за формою ділянок. Тому для оцінки їх працездатності, важливими є дослідження процесу стружкоутворення при одночасному різанні суміжними різальними кромками інструмента.

Доведено [21], що фасонні затиловані фрези не являються геометрично точним інструментом через те, що після їх переточування профіль різальних кромок змінює свою форму та розміри. У результаті аналізу характеру зміни різальної кромки після переточування, було запропоновано виконувати передню поверхню різального леза окреслену за спіраллю Архімеда. Однак, виконати фрези такої конструкції досить складно.

Торцеві фрези для обробки фасонних поверхонь мають ряд переваг у порівнянні з іншими фрезами.

Хвилястість поверхні

Хвилястість обробленої поверхні виникає через дискретність різальних кромок. На рис. 2.4,а подано форму поверхні обробленої циліндричною фасонною фрезою. Як бачимо, всі елементи обробленої поверхні мають криволінійний профіль.

У циліндричних фрез, під час їх роботи, всі точки різальних кромок є профілюючими і формують оброблену поверхню. Тобто, циліндрична фреза утворює фасонний профіль одночасно всіма точками різального леза, через що утворена поверхня деталі має значну хвилястість.

На відміну від циліндричних, торцеві фрези формують оброблену поверхню на якій кінематична хвилястість не виникає, поверхня утворюється гладкою (рис. 2.4,б).

У торцевих фрез лише вершини різальних кромки леза є профілюючими. Торцеві різальні кромки є допоміжними. Головну роботу виконують бокові різальні кромки, розташовані на зовнішній частині початкової інструментальної поверхні [29]. У результаті хвилястість поверхні, утворена одним різальним лезом, зрізується наступним. Як результат – загальна хвилястість обробленої поверхні значно менша.

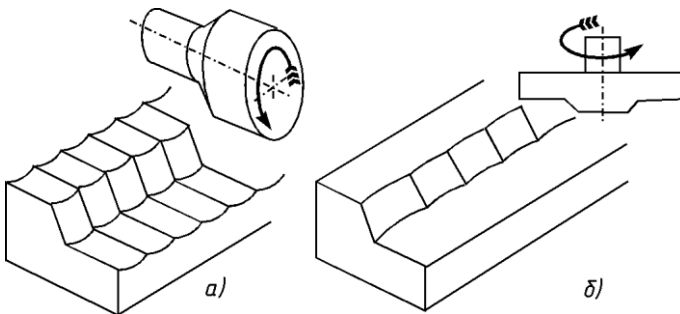


Рис. 2.4. Хвилястість обробленої поверхні

Отже, фасонні торцеві фрези значно продуктивніші за циліндричні – вони допускають роботу із більшими подачами через малу кінематичну хвилястість обробленої поверхні.

Плавність роботи

Торцеві фрези забезпечують плавну роботу навіть при невеликій величині припуску, так як кут контакту з заготовкою у торцевих фрез не залежить від величини припуску, а визначається шириною фрезерування та діаметром фрези⁹.

У порівнянні з циліндричними та дисковими фрезами, фасонні фрези мають значно більший кут контакту з поверхнею, що обро-

⁹ Для циліндричної фрези кут її контакту із оброблюваною деталлю залежить від кількості зубів та величини припуску. У торцевих фрез кут контакту залежить, в основному, від ширини фрезерування.

блюється¹⁰. У результаті збільшується кількість одночасно працюючих різальних кромок леза. Завдяки цьому спостерігаються менші коливання навантаження, що призводить до підвищення рівномірності фрезерування.

За конструктивними ознаками торцеві фасонні фрези поділяють на цільні та збірні.

Цільні торцеві фасонні фрези характеризуються високою міцністю та гарною зрівноваженістю, що дозволяє експлуатувати їх при високій частоті обертання шпинделя.

Збірні фрези мають корпус, виготовлений з конструкційної сталі або з легкого міцного сплаву, та вставні ножі або змінні багатогранні пластини.

Характеризуються такі фрези універсальністю, простотою заточки і наладки фрези, великим терміном служби корпусу, але вони мають малий ресурс та стійкість ножів, зміну кутів, профілю та діаметра при переточуванні [3].

2.5 Фактори, що впливають на роботу фасонних фрез

2.5.1 Фактори стійкості

Однією з основних задач, при обробленні різанням, є проблема підвищення стійкості різального інструмента. Стійкість інструмента визначають: режими різання, продуктивність, точність та собівартість обробки, якість обробленої поверхні, ефективність використання обладнання та ін.

На стійкість фасонних фрез впливають наступні основні фактори (рис. 2.5 стор. 58):

- фізико-механічні властивості інструментального та оброблюваного матеріалу;
- конструкція та геометричні параметри різальної частини інструмента;
- режими різання;
- умови обробки.

¹⁰ За рахунок значної висоти фасонного профілю фрези, котрий суттєво перевищує припуск на оброблення.

Основним матеріалом для виготовлення фасонних фрез є швидкорізальні сталі. Застосування інших матеріалів, таких як твердий сплав, не знайшло розповсюдження, в основному із-за складності заточування та доводки зубів фрези [20].

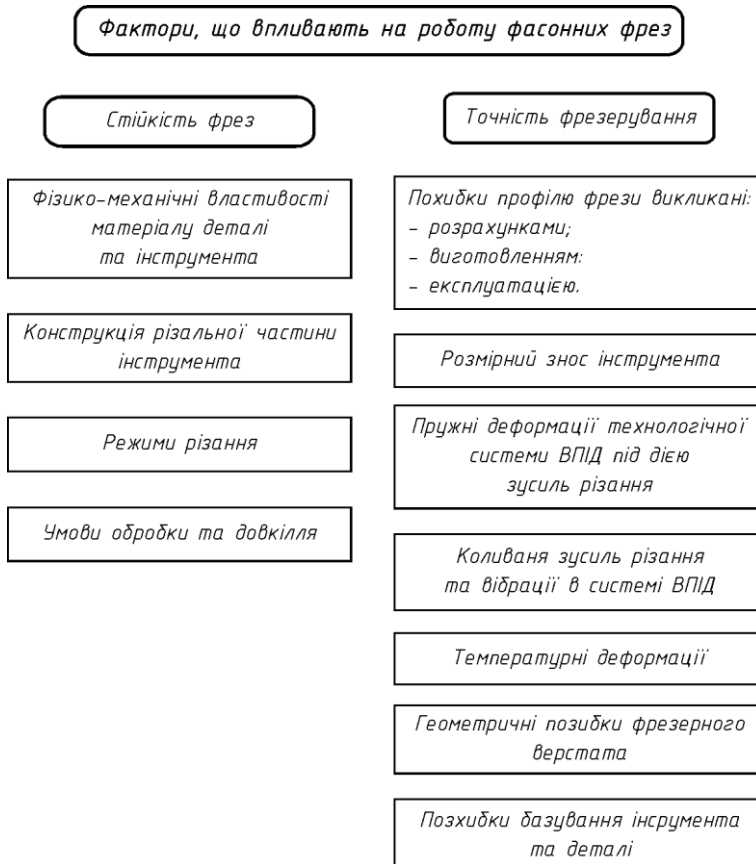


Рис. 2.5. Фактори, що впливають на роботу фасонних фрез

Фасонні фрези працюють при порівняно високих швидкостях різання, з частотою обертання до 5...7 тисяч обертів за хвилину. Досліди показали, що при таких швидкостях, на стійкість різального інструмента, великий вплив мають геометричні параметри різальної частини, особливо передній кут різального елемента [11, 13, 23, 26, 34]. Це ж підтверджується практикою виробництва.

Крім того, твердий сплав та мінералокераміка мають підвищену крихкість, а процес фрезерування багат шарових анізотропних матеріалів¹¹ характеризується циклічністю та вібрацією [12, 15].

Як правило, підвищення швидкості різання призводить до зниження стійкості фрез. Тому при призначенні швидкості різання значну увагу приділяють періоду стійкості інструмента в конкретних умовах виробництва [35]. Збільшення подачі менше впливає на стійкість фрези та обмежується, в основному, жорсткістю системи ВПД та необхідною шорсткістю і точністю обробленої поверхні [2, 37].

Дослідами встановлено, що підігрів слою, який зрізується, може сприяти підвищенню стійкості інструмента [33].

Розгляд факторів, які впливають на стійкість фасонних фрез, показує, що є різні шляхи підвищення їх стійкості. Частина з них широко використовується. Однак, як було сказано вище, достатньо великий вплив на стійкість фасонних фрез має зміна геометрії різальної частини, особливо збільшення переднього кута. Але зміна геометрії зв'язана одночасно з точністю оброблення. Тобто, необхідно одночасно розглянути всі фактори, які впливають на точність фасонного фрезерування.

2.5.2 Фактори точності

Похибки форми поверхні, які виникають при обробленні деталей фасонними фрезами, викликаються багатьма причинами головними з яких є наступні (рис. 2.5 стор. 58):

- похибки профілю фрези, що зв'язані з розрахунком, виготовленням та експлуатацією інструмента;
- розмірний знос інструмента, особливо по заднім фасонним поверхням;
- пружні деформації технологічної системи ВПД під дією зусиль різання;
- коливання зусиль різання та вібрації в системі ВПД;
- температурні деформації в системі ВПД;

¹¹ Деревина, це різновид анізотропного матеріалу, котрий має різні механічні показники в різних напрямках. У деревини розрізняють шість напрямків, кожен з котрих має свої особисті властивості.

Courtney, Thomas H. Mechanical Behavior of Materials (2nd ed.). Waveland Pr Inc. [ISBN 978-1577664253](https://doi.org/10.1080/978-1577664253).

- геометричні похибки фрезерного верстата, допущені при його виготовленні або викликані зношенням та незворотними деформаціями його деталей;
- неточність встановлення деталі та інструмента в процесі оброблення.

2.5.3 Фактор похибки

Існує декілька методів зменшення похибки оброблення при фасонному фрезеруванні. Їх можна розділити на чотири основні групи (рис. 2.6 стор. 61):

- методи, що підвищують точність розрахунку та виготовлення профілю фрези і зберіганні його при експлуатації. Загалом все зводиться до застосування сучасних методів та методик розрахунку¹²; експлуатації із нормативними режимами оброблення;
- методи, спрямовані на покращення протікання процесу різання. До них можна віднести покращення якості поверхонь різального леза: полірування, нанесення спеціальних покриттів, тощо;
- методи, що підвищують ефективну точність обладнання та оснащення шляхом підвищення точності їх виготовлення¹³, підвищення жорсткості, покращення термічної стабільності, тощо;
- методи технологічного характеру. Це правильне базування, надійне закріплення заготовки та інструмента, оптимальна послідовність операцій¹⁴, тощо.

Передній кут обумовлює умови протікання процесів утворення стружки, серед яких головними є процеси деформування та утворення тепла. Саме ці процеси залежать від величин передніх кутів леза інструмента.

¹² У сучасних методах профілювання досить часто виникають потреби вирішення трансцендентних рівнянь, що призводить до певних похибок розрахунків.

¹³ Зазвичай це досить ефективний метод підвищення загальної якості виготовлення виробів, але він потребує значних економічних витрат.

¹⁴ Чорнове та чистове оброблення із застосуванням відповідно чорнового та чистового інструмента.

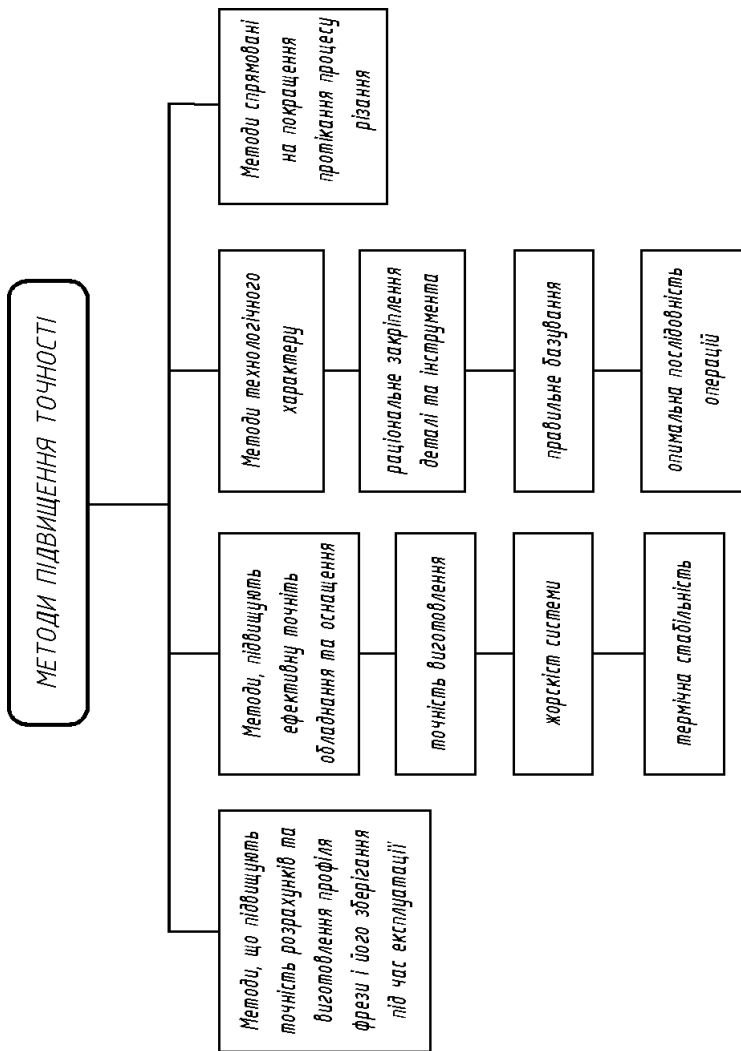


Рис. 2.6. Методи підвищення точності

2.6 Геометрія фасонних фрез

Відомо, що із збільшенням переднього кута зменшуються витрати енергії на процес різання. Зменшення витрат енергії при фрезеруванні свідчить про зменшення сили різання, а відповідно, і про зменшення пружних деформацій у системі ВПД.

Величина переднього кута впливає також на силу тертя по передній поверхні. Розрахунками [19] та експериментальними дослідженнями [18] встановлено, що зі збільшенням переднього кута сила тертя на передній поверхні зменшується.

Величина переднього кута є одним з основних факторів, що впливає на деформований стан матеріалу в зоні стружкоутворення. З його підвищенням знижується деформація оброблюваного матеріалу, зменшується усадка стружки.

Зниження деформації оброблюваного матеріалу та сили тертя зменшує тепловиділення в процесі різання, що в свою чергу, зменшує температурні деформації в системі ВПД.

Встановлено, що передній кут γ також має суттєвий вплив на інтенсивність вібрацій у процесі різання. По мірі збільшення величини додатного переднього кута амплітуда коливань зменшується, а зона інтенсивних вібрацій звужується. Так, за результатами досліджень Л. К. Кучми [17] виявлено, що при збільшенні переднього кута γ у межах від 0 до 30° амплітуда коливань зменшується в 3...4 рази.

Таким чином, застосування додатних передніх кутів у фасонних фрез підвищує не тільки їх стійкість, але і якість протікання процесу різання (зусилля різання, коливання, температура).

2.6.1 Фрези з плоскою передньою поверхнею

Практикою доведено, що точність фасонного фрезерування залежить, в першу чергу від точності (величини похибки) виготовлення профілю зуба фрези.

Якщо фасонна фреза має нульовий передній кут, то профіль різальної кромки зуба тотожний з профілем деталі. Наявність додатного переднього кута призводить до зміни профілю зуба фрези відносно профілю деталі – профілі деталі та зуба не співпадають. Тому у випадку додатних передніх кутів необхідне корегування профілю зуба фрези.

Метод корегувального розрахунку профілю зуба фрези залежить від типу кривої затилування. В якості кривих затилування

можуть бути: спіралі Архімеда або логарифмічна, дуга кола, пряма лінія та їх конхкоїди або еквідистанти [4, 6, 10, 30]. В інструментальному виробництві, суто з технологічних міркувань, найбільш поширена спіраль Архімеда. Для таких фрез існує низка методів і корегувальних рівнянь, котрі рекомендовані для розрахунку профілю зуба з додатними передніми кутами.

На практиці при корегуванні фасонних фрез для початкового профілю, розрахунок виконують за вузловими точками. Обробка деталей такими фрезами призводить до викривлення профілю між вузловими точками [7, 8, 21]. Чим більші передні та задні кути, тим більшим є відхилення профілю від кресленника.

Отже, з метою зменшення викривлення профілю деталі, яку оброблюють фасонною фрезою з додатним переднім кутом та плоскою передньою поверхнею, корегувальний розрахунок зуба фрези необхідно здійснювати за значною кількістю розрахункових точок, що здорожує виготовлення фрези.

Фасонні фрези, з додатним переднім кутом і плоскою передньою поверхнею, мають низку суттєвих недоліків. Робочий профіль торцевих фрез має значну довжину в радіальному напрямку, що призводить до значних змін кінематичних кутів. Зважаючи на наявність заднього кута, різальний клин такого інструмента має дуже малу та ще й змінну товщину.

Загалом торцеві фасонні фрези характеризуються значною зміною переднього кута вздовж різальної кромки (рис. 2.7), через що він не має раціональних значень практично ні в одній точці кромки. Результатом цього є знижена продуктивність інструмента.

Розглянемо передній кут у точках B та M різальної кромки за рис. 2.7. Точка B , це вершинна точка кромки, в якій передній кут дорівнює γ_B .

Точка M , це довільна точка різальної кромки, в якій передній кут дорівнює γ_M .

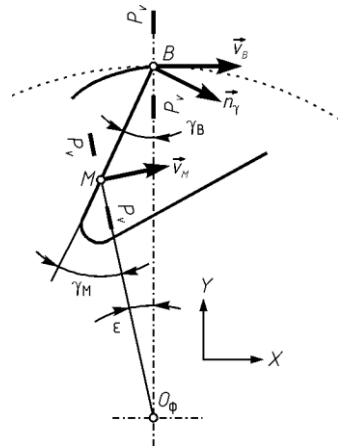


Рис. 2.7. Плоска передня поверхня

Відповідно до стандартів передній кут, це кут між основною площиною P_r та передньою площиною A_γ у розрахунковій точці.

Застосовуючи векторне числення можливо стверджувати, що передній кут, це кут між вектором \vec{n}_γ перпендикулярним до передньої поверхні A_γ , та вектором \vec{v} швидкості різання у розрахунковій точці.

У системі координат $\{XY\}$ вектор \vec{n}_γ нормальний до передньої поверхні A_γ можна записати як

$$\vec{n}_\gamma = \begin{vmatrix} \cos \gamma_B \\ -\sin \gamma_B \end{vmatrix}. \quad (2.1)$$

Вектор швидкості \vec{v}_B у вершинній точці B

$$\vec{v}_B = \begin{vmatrix} 1 \\ 0 \end{vmatrix}. \quad (2.2)$$

Вектор швидкості \vec{v}_M у довільній точці M різальної кромки

$$\vec{v}_M = \begin{vmatrix} \cos \varepsilon \\ \sin \varepsilon \end{vmatrix}. \quad (2.3)$$

Отже, передній кут γ_B у вершинній точці B становить

$$\cos \gamma_B = \frac{\vec{n}_\gamma \cdot \vec{v}_B}{|\vec{n}_\gamma| \cdot |\vec{v}_B|}. \quad (2.4)$$

Звідки маємо

$$\cos \gamma_B = \frac{\cos \gamma_B}{\cos^2 \gamma_B + \sin^2 \gamma_B} = \cos \gamma_B. \quad (2.5)$$

Отже, передній кут у вершинній точці B дорівнює γ_B .

Визначимо передній кут γ_M у довільній точці M різальної кромки фрези

$$\cos \gamma_M = \frac{\vec{n}_\gamma \cdot \vec{v}_M}{|\vec{n}_\gamma| \cdot |\vec{v}_M|}. \quad (2.6)$$

$$\cos \gamma_M = \frac{\cos \gamma_B \cos \varepsilon - \sin \gamma_B \sin \varepsilon}{(\cos^2 \gamma_B + \sin^2 \gamma_B) \cdot (\cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon)}. \quad (2.7)$$

Після перетворень отримаємо:

$$\cos \gamma_M = \cos(\gamma_B + \varepsilon). \quad (2.8)$$

Отже,

$$\gamma_M = \gamma_B + \varepsilon. \quad (2.9)$$

Аналіз (2.9) дозволяє стверджувати, що передній статичний кут збільшується із збільшенням кута ε . Отже, передні статичні кути фрез, котрі мають плоску передню поверхню, змінюються вздовж різальної кромки. Чим далі від вершини фрези розташована точка, тим більшим є передній статичний кут.

Дослідженнями [4, 20, 33, 38] встановлено, що переточування фасонних фрез, в процесі їх експлуатації¹⁵, викликає появу похибок контуру їх різальних кромок та призводить до викривлення профілю обробленої деталі. Тому, крім корегування профілю зуба фрези при її виготовленні, необхідне додаткове корегування і після кожного переточування, що значно ускладнює її експлуатацію.

Тому фасонні фрези, з плоскою передньою поверхнею і додатним переднім кутом, мають обмежене використання у разі оброблення точних профілів, хоча і мають підвищену стійкість та забезпечують достатню продуктивність.

2.6.2 Фрези з конічною передньою поверхнею

Для фрез з конічною формою передньої поверхні A_γ (рис. 2.8) величина переднього кута γ практично не змінюється вздовж різальної кромки. Тому при зміні діаметра фрези, під час роботи та після переточок, висота профілю зуба, залишаючись постійною, буде забезпечувати задану величину висоти профілю деталі.

Розглянемо рис. 2.8. Різальна кромка K має дві точки: точка B це вершинна точка кромки, точка A це "нижня" точка кромки. Тобто, різальна кромка обмежена точками A та B .

¹⁵ Переточування з метою поновлення працездатності інструмента після затуплення.

Точка O_K це центр конічної передньої поверхні, тобто центр конусу вісь якого паралельна до вісі фрези.

Передній статичний кут γ , це кут між вектором \vec{n} нормальним до передньої поверхні та вектором \vec{v} швидкості різання в точці.

Відповідно до цього твердження передній кут γ_B у точці B можливо визначити як $\gamma_B = (\vec{n}_B \wedge \vec{v}_B)$. Для точки A будемо мати залежність $\gamma_A = (\vec{n}_A \wedge \vec{v}_A)$.

З наведеного рисунку видно, що передні кути в точках B та A майже однакові $\gamma_B \approx \gamma_A$. Отже, всі ділянки різальної кромки мають працювати в однакових умовах.

Крім того фрези, що мають сталу величину переднього кута зменшують витрати енергії. Зменшення витрат енергії при фрезеруванні свідчить про зменшення сили різання¹⁶, а відповідно, і про зменшення пружних деформацій всієї системи ВПД.

Одночасно з цим знижується сила тертя на передній поверхні та деформування оброблюваного матеріалу, зменшується усадка стружки. По мірі збільшення величини додатного переднього кута у фрез з конічною передньою поверхнею амплітуда коливань зменшується, а зона інтенсивних вібрацій звужується.

Таким чином, застосування фрез з конічною передньою поверхнею та додатним переднім кутом покращує умови та процес обробки, і як результат, забезпечує отримання гладкого профілю без кінематичних хвилястостей.

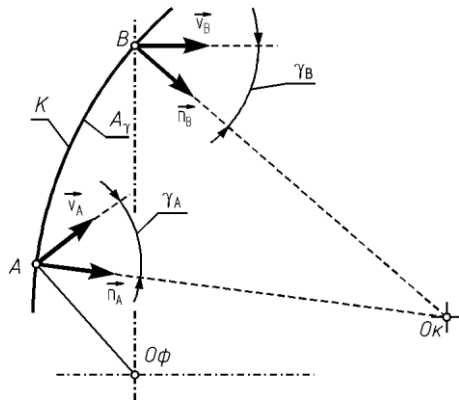


Рис. 2.8. Конічна передня поверхня торцевої фрези

¹⁶ Внаслідок незмінної величини переднього кінематичного кута у всіх точках різальної кромки, що досягається саме за рахунок спеціальної форми передньої поверхні різального леза.

2.6.3 Висновки

У деревообробній промисловості торцеві фрези для обробки фасонних поверхонь отримали широке застосування. Вони мають ряд переваг у порівнянні з циліндричними фрезами:

- формують оброблену поверхню, на якій кінематична хвилястість не виникає, поверхня виходить гладка;
- забезпечують плавну роботу навіть при невеликій величині припуску;
- мають більший кут контакту з поверхнею.

На стійкість фасонних фрез впливають наступні основні фактори: фізико-механічні властивості інструментального та оброблюваного матеріалу; конструкція та геометричні параметри різальної частини інструмента; режими різання та умови обробки.

Основні шляхи зменшення похибок обробки при фасонному фрезерування, а відповідно, методи підвищення точності:

- методи, що підвищують точність розрахунку та виготовлення профілю фрези і зберіганні його при експлуатації;
- методи, спрямовані на покращення протікання процесу різання;
- методи, що підвищують ефективну точність обладнання та оснащення шляхом підвищення точності їх виготовлення, підвищення жорсткості, покращення термічної стабільності тощо;
- методи технологічного характеру.

Торцеві фасонні фрези з плоскою передньою поверхнею характеризуються значною зміною переднього кута.

У той же час, від величини переднього кута залежать багато факторів, які впливають на процес обробки. У фрез, з плоскою передньою поверхнею, передній кут не має доцільних значень ні в одній точці різальної кромки. Результатом цього є знижена працездатність інструмента.

У фрез з конічною передньою поверхнею, значення переднього кута практично не змінюється вздовж різальної кромки. Тому при зміні діаметра фрези, під час роботи та після переточок, висота профілю зуба, залишаючись постійною, буде забезпечувати задану величину висоти профілю деталі.

2.7 Фасонна фреза з кінчною передньою поверхнею

2.7.1 Постановка задачі

Для визначення переваг фрез, що мають кінчну форму передньої поверхні перед фрезами із плоскою формою передньої поверхні, необхідно провести порівняльний аналіз зміни величини передніх кутів вздовж різальної кромки фрез.

Аналіз величини кутів γ доцільно виконувати в певних межах значень основних параметрів інструмента. З цією метою геометричний аналіз передніх кутів виконували за наступних умов:

- радіуси досліджуваних фрез: $r_1 = 50$ мм, $r_2 = 100$ мм;
- передній кут γ_N у площині нормальній до різальної кромки прийmemo рівним $\gamma_N = 22^\circ$;
- кут нахилу різальної кромки $\lambda = 23^\circ$.

Перелічені умови є середніми із параметрів інструмента, що застосовують у сучасному виробництві під час фасонного фрезерування.

2.7.2 Плоска передня поверхня

Виконаємо аналіз характеру зміни переднього кута торцевої фасонної фрези, що має плоску передню поверхню¹⁷ (рис. 2.9).

Введемо систему координат $\{XYZ\}$ Вісь Z проходить через вісь обертання інструмента. Вісь X орієнтована паралельно напрямку подачі інструмента, а вісь Y утворює праву координатну систему.

Положення довільної точки M , яка належить плоскій передній поверхні визначається кутом ε та радіус-вектором ρ .

Пряма AB це слід перетину торцевої площини, що проходить через точку M , та плоскій передньої поверхні.

Положення передньої поверхні A_γ визначене кутом γ_N (проекція $A-A$) та вектором \vec{n} нормальним до неї.

¹⁷ Плоска передня поверхня є найбільш поширеною через простоту утворення та подальшого переточування під час експлуатації інструмента. Вона також дозволяє застосовувати напайку твердого сплаву.

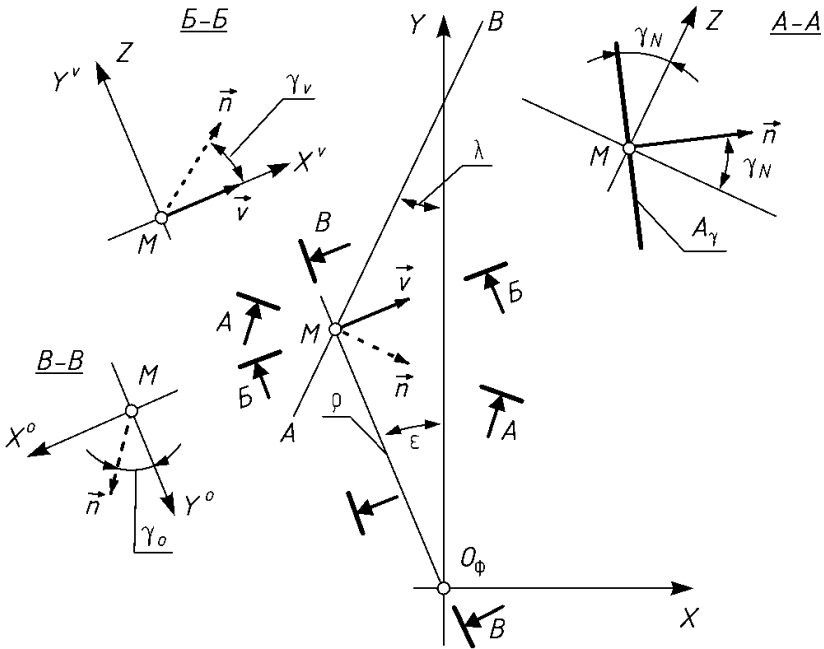


Рис. 2.9. Геометрія передньої поверхні фрези

У системі координат $\{XYZ\}$ вектор нормалі \vec{n} можливо визначити у формі

$$\vec{n} = \begin{bmatrix} \cos \gamma_N \cos \lambda \\ -\cos \gamma_N \sin \lambda \\ \sin \gamma_N \end{bmatrix}. \quad (2.10)$$

Вектор швидкості різання \vec{v} у довільній точці M можливо записати у формі

$$\vec{v} = \begin{bmatrix} \cos \varepsilon \\ \sin \varepsilon \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.11)$$

Величину переднього кінематичного кута γ_k у довільній точці M різальної кромки визначимо за формулою

$$\cos \gamma_k = \frac{\vec{n} \cdot \vec{v}}{|\vec{n}| \cdot |\vec{v}|} \quad (2.12)$$

У розгорнутому вигляді маємо:

$$\cos \gamma_k = \frac{\cos \gamma_N \cos \varepsilon \cos \lambda - \cos \gamma_N \sin \varepsilon \sin \lambda}{(\cos^2 \gamma_N + \sin^2 \varepsilon)(\cos^2 \gamma_N \cos^2 \lambda + \sin^2 \gamma_N + \cos^2 \gamma_N \sin^2 \lambda)} \quad (2.13)$$

Виконавши математичні перетворення отримаємо:

$$\cos \gamma_k = \cos \gamma_N \cos(\varepsilon + \lambda). \quad (2.14)$$

З точки зору процесів різання отриманий статичний передній кут, це кут між основною площиною¹⁸ P_v та передньою поверхнею A_v леза¹⁹.

Визначимо передній γ_v кут у площині, що проходить через вектор швидкості \vec{v} та є паралельна до осі обертання інструмента. Для цього ведемо систему координат $X^v Y^v Z^v$ (проекція Б-Б за рис. 2.9). Вісь Y^v співпадає з віссю Z основної системи координат.

У такому випадку передній кут γ_v виміряний у площині, яка проходить через вектор швидкості \vec{v} та паралельна до осі інструмента (система координат $X^v Y^v Z^v$, проекція Б-Б) можливо визначити як

$$\cos \gamma_v = \frac{\vec{n}^v \cdot \vec{v}^v}{|\vec{n}^v| |\vec{v}^v|} \quad (2.15)$$

Вектор швидкості різання \vec{v}^v у системі координат $X^v Y^v Z^v$ (проекція Б-Б) можливо записати як

$$\vec{v}^v = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.16)$$

¹⁸ Її положення у просторі визначає вектор швидкості різання \vec{v} .

¹⁹ Її положення у просторі визначає вектор нормалі \vec{n} .

Вектор нормалі до передньої поверхні A_γ інструмента у системі координат $X^v Y^v Z^v$ (проекція Б-Б) можливо записати як

$$\vec{n}^v = \begin{bmatrix} \cos \gamma_N \cos(\varepsilon + \lambda) \\ \sin \gamma_N \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Тоді одиничний вектор нормалі \vec{n}_o^v у системі координат $X^v Y^v Z^v$ (проекція Б-Б) буде дорівнювати

$$\vec{n}_o^v = \frac{\vec{n}^v}{\sqrt{\vec{n}^v \cdot \vec{n}^v}} \quad (2.18)$$

Отже, передній кут γ_v у площині, що проходить через вектор швидкості становить

$$\cos \gamma_v = \frac{\vec{v}^v \cdot \vec{n}_o^v}{|\vec{v}^v| |\vec{n}_o^v|} \quad (2.19)$$

Звідки отримаємо у розгорнутому вигляді залежність для визначення величини переднього кута γ_v у площині, що проходить через вектор швидкості різання у довільній точці різальної кромки

$$\cos \gamma_v = \frac{\cos \gamma_N \cos(\gamma + \lambda)}{(\cos^2 \gamma_N \cos^2(\varepsilon + \lambda) + \sin^2 \gamma_N)^{\frac{1}{2}}} \quad (2.20)$$

Для повноти дослідження визначимо передній кут γ_o у площині, що проводить через вісь обертання інструмента для чого введемо систему координат $\{X^o Y^o Z^o\}$ проекція В-В рис. 2.9.

Проекція вектора швидкості різання співпадає з координатною віссю Y^o . Отже, передній кут γ_o можливо визначити за формулою

$$\operatorname{tg} \gamma_o = \frac{\sin \gamma_N}{\cos \gamma_N \cos\left(\frac{\pi}{2} - \lambda - \varepsilon\right)} \quad (2.21)$$

2.7.3 Конічна передня поверхня

Геометричні параметри

Розглянемо торцеву фрезу, що має конічну передню поверхню (рис. 2.10). Положення осі конічної передньої поверхні визначене точкою O_k . Половину кута конуса при його вершині (проекція А-А) позначимо як δ . Практично це передній інструментальний кут.

Дуга AB це слід перетину передньої конічної поверхні з площиною, котра перпендикулярна осі обертання фрези. Точка M це досліджувана точка різальної кромки інструмента.

Система координат $\{XYZ\}$ орієнтована таким чином. Вісь X співпадає з напрямом подачі інструмента відносно оброблюваної деталі. Вісь Z співпадає з віссю обертання фрези.

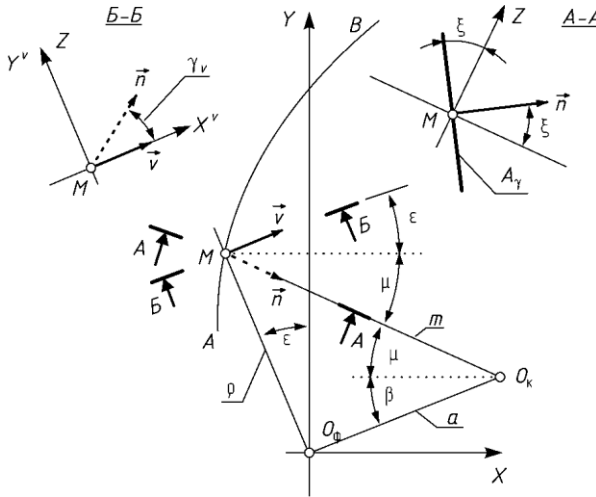


Рис. 2.10. Конічна передня поверхня

Вектор \vec{n} нормальний до передньої конічної поверхні A_γ в точці M можливо записати як

$$\vec{n} = \begin{vmatrix} \cos \xi \cos \mu \\ -\cos \xi \sin \mu \\ \sin \xi \end{vmatrix}. \quad (2.22)$$

Визначимо кут μ у такій послідовності.
Кут β за рис. 2.10 можливо визначити через тангенс

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{x_o}{y_o} \quad (2.23)$$

де x_o – координата центру конуса на осі X ;
 y_o – координата центру конуса на осі Y .

Відстань m від центру конуса O_k до розрахункової точки M можливо визначити за теоремою косинусів, відповідно до якої маємо наступне рівняння

$$\cos(\varepsilon + 90 - \beta) = \frac{\rho^2 + a^2 - m^2}{2 \rho a}, \quad (2.24)$$

$$a = \sqrt{x_o^2 + y_o^2}.$$

Звідки маємо

$$m = \sqrt{x_o^2 + y_o^2 + \rho^2 - 2 a \rho \sin(\beta - \varepsilon)}. \quad (2.25)$$

Тоді, кут μ за теоремою косинусів становить

$$\cos(\beta + \mu) = \frac{m^2 + a^2 + \rho^2}{2 m a}. \quad (2.26)$$

Вектор \vec{v} швидкості різання в системі координат $\{XYZ\}$ можливо записати як

$$\vec{v} = \begin{vmatrix} \cos \varepsilon \\ \sin \varepsilon \\ 0 \end{vmatrix}. \quad (2.27)$$

Отже, знаючи вектори швидкості різання та нормалі, передній статичний кут γ_k можливо визначити як

$$\cos \gamma_c = \frac{\vec{v} \cdot \vec{n}}{|\vec{v}| |\vec{n}|}. \quad (2.28)$$

Звідки, у розгорнутому вигляді, отримаємо величину кінематичного переднього кута γ_c у досліджуваній точці M

$$\cos \gamma_c = \frac{k_1}{k_2},$$

$$k_1 = \cos \xi \cos \varepsilon \cos \mu - \cos \xi \sin \varepsilon \sin \mu, \quad (2.29)$$

$$k_2 = \sqrt{\cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon \times} \\ \times \sqrt{\cos^2 \xi \cos^2 \mu + \sin^2 \xi + \cos^2 \xi \sin^2 \mu}.$$

Після математичних перетворень отримаємо залежність для визначення переднього кінематичного кута торцевої фрези, що має конічну передню поверхню

$$\cos \gamma_c = \cos \xi \cos(\varepsilon + \mu). \quad (2.30)$$

Величину переднього кута γ_v у площині, що проходить через вектор швидкості різання та паралельна до осі обертання інструмента (проекція Б-Б за рис. 2.10 стор. 72) можливо визначити як

$$\operatorname{tg} \gamma_v = \frac{\sin \xi}{\cos \xi \cos(\varepsilon + \mu)}. \quad (2.31)$$

Радіус конуса

Визначимо розмір та положення конічної передньої поверхні з умови, що передній кут γ_r виміряний у торцевій площині має бути однаковим для точок A та B різальної кромки (рис. 2.11,а).

Точка B розташована на зовнішньому кінці кромки. Точка A розташована на найближчому до осі інструмента кінці різальної кромки. Розмір конічної передньої поверхні²⁰ визначимо радіусом r_k конуса у координатній площині XU , положення його осі точкою O_k . Вісь інструмента позначимо O_ϕ .

²⁰ Радіус конуса у перерізі, який співпадає з координатною площиною XU тобто виміряний у торцевому січенні інструмента, яке проходить через досліджувану точку різальної кромки.

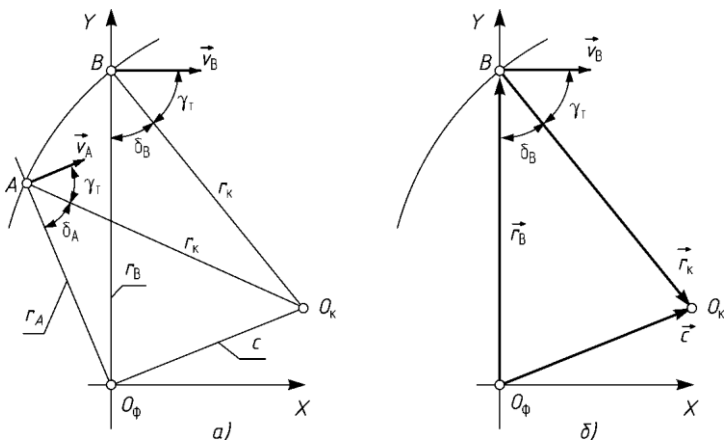


Рис. 2.11. Параметри конічної поверхні

Для трикутника $O_\phi O_K B$ за теоремою косинусів можна записати

$$\cos \delta_B = \frac{r_B^2 + r_K^2 - c^2}{2 r_B r_K}. \quad (2.32)$$

Для трикутника $O_\phi O_K A$ за теоремою косинусів можна записати

$$\cos \delta_A = \frac{r_A^2 + r_K^2 - c^2}{2 r_A r_K}. \quad (2.33)$$

Враховуючи, що у точках A та B різальної кромки за умовами проектування повинна виконуватись умова $\delta_A = \delta_B$ можливо записати $\delta_A = \delta_B = \delta$.

Тоді прирівнявши залежності (2.32) та (2.33) по параметру c можливо визначити параметр r_K як

$$r_K = \frac{r_A + r_B}{2 \cos \delta}. \quad (2.34)$$

Отже, для того щоб визначити радіус конічної поверхні (радіус конуса r_K) необхідно:

- задати величину переднього кута γ_T у торцевій площині;
- за рівнянням (2.34) розрахувати радіус r_K конуса у торцевій площині.

Положення центра конуса

Положення центра конуса відносно осі інструмента можливо визначити у такий спосіб²¹. Розглянемо рис. 2.11 стор. 75. Положення вершинної точки B можливо задати вектором \vec{r}_B

$$\vec{r}_B = \begin{bmatrix} 0 \\ r_B \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.35)$$

Для відомої величини переднього кута γ_T у торцевій площині можливо записати вектор \vec{r}_k як

$$\vec{r}_k = \begin{bmatrix} r_k \sin \delta_T \\ -r_k \cos \delta_T \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (2.36)$$
$$\delta_T = \frac{\pi}{2} - \gamma_T.$$

де r_k – радіус конічної поверхні визначений за (2.34).

Отже, положення центра конуса відносно осі інструмента можливо визначити вектором \vec{c} як суму векторів \vec{r}_B та \vec{r}_k

$$\vec{c} = \vec{r}_B + \vec{r}_k = \begin{bmatrix} r_k \sin \delta_T \\ r_B - r_k \cos \delta_T \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.37)$$

Тоді, координати центра O_k конічної передньої поверхні можливо записати у формі

$$\begin{aligned} x_{O_k} &= r_k \sin \delta_T, \\ y_{O_k} &= r_B - r_k \cos \delta_T. \end{aligned} \quad (2.38)$$

Отже, для того щоб визначити координати центра конічної передньої поверхні, достатньо задати величину переднього кута γ_T у торцевій площині та радіус r_k конуса.

²¹ Вісь конічної передньої поверхні не співпадає з віссю обертання інструмента, але є паралельною до неї. Кожна різальна кромка має свою вісь конічної поверхні.

2.8 Порівняння конструкцій фрез

З метою порівняння геометричних параметрів фрез, що мають різну форму передньої поверхні, визначимо їх статичні передні кути γ_c у різних точках різальних кромки за наступних умов.

Конструктивні параметри інструмента:

- радіус фрези у її вершинній точці $r_b = 96$ мм;
- передній кут у площині нормальній до різальної кромки $\gamma_N = 22^\circ$;
- кут нахилу різальної кромки у торцевій площині $\lambda = 23^\circ$;
- радіус конічної передньої поверхні у розрахунковій площині $r_k = 192,2$ мм;

Для порівняння величин передніх кутів визначимо три розрахункові точки із параметрами:

номер точки	0	1	2
кут ε , град	0	12	27
радіус ρ , мм	96	67	48

Розрахуємо передні статичні кути γ_c у трьох точках різальної кромки.

Для фрези, що має плоску передню поверхню за (2.14 стор. 70) маємо:

номер точки	0	1	2
$\gamma_c^{\text{пл}}$	$31^\circ 24'$	$40^\circ 34'$	$53^\circ 25'$

Для фрези, що має конічну передню поверхню за (2.30 стор. 74) маємо:

номер точки	0	1	2
$\gamma_c^{\text{кон}}$	$36^\circ 32'$	$38^\circ 43'$	$44^\circ 12'$

Графічне представлення розподілу переднього статичного кута вздовж різальної кромки подано на рис. 2.12. Крива 1 відображає зміну переданого статичного кута для торцевої фрези, що має плоску передню поверхню. Крива 2 відображає зміну переданого статичного кута для торцевої фрези, що має конічну передню поверхню.

Як видно з наведеного рисунку у фрези з плоскою передньою поверхнею передній статичний кут змінюється від 31 до 54 градусів. тобто в 1,75 рази.

У той же час, для фрези, що має передню поверхню у вигляді конуса, передній статичний кут змінюється вздовж різальної кромки від 37 до 44°, тобто всього в 1,2 рази.

Отже, за результатами проведених порівняльних розрахунків можливо стверджувати, що торцеві фрези з кінчною передньою поверхнею мають меншу у 1,5 рази зміну переднього статичного кута вздовж різальної кромки.

В умовах дослід у фрез з плоскою передньою поверхнею передній статичний кут змінюється на 74 відсотка

вздовж різальної кромки. У той же час, для фрез, що мають кінчну передню поверхню, зміна величини переднього статичного кута вздовж кромки становить сього 18 відсотків. Така незначна зміна кутів дозволяє використовувати інструмент з відносно оптимальними геометричними параметрами на всій різальній кромці лева, що сприяє підвищенню продуктивності роботи інструмента.

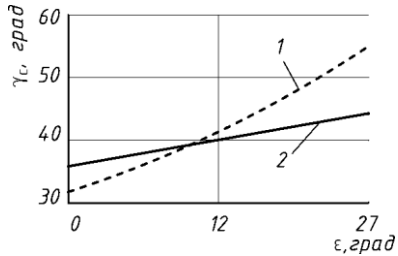


Рис. 2.12. Передні кути вздовж кромки

2.9 Загальні висновки

За результатами проведених досліджень можливо стверджувати, що збільшення передніх кутів у торцевих фрез з плоскою передньою поверхнею призводить до унеможливлення застосування фрез з раціональною геометрією.

Тоді як у фрез з кінчною передньою поверхнею зміна значень цих кутів незначна.

Це дозволяє виготовляти торцеві фасонні фрези з монолітним зубом при обробленні широких фасонних циліндричних профілів та застосовувати сприятливу геометрію різального елемента.

Аналіз літератури дозволив визначити, що торцеві фрези для обробки фасонних поверхонь отримали широке застосування в деревообробній промисловості. Вони мають ряд переваг у порівнянні з іншими фрезами: формують оброблену поверхню, на якій

кінематична хвилястість не виникає, поверхня виходить гладка, забезпечують плавну роботу навіть при невеликій величині припуску, мають більший кут контакту з оброблюваною поверхнею.

Встановлено, що торцеві фасонні фрези з різальним елементом що має плоску передню поверхню характеризуються значною зміною величини переднього кута. У той же час теоретично та експериментально встановлено, що від величини переднього кута залежать багато факторів, що впливають на процес обробки.

Попередньо було проведено дослідження зміни профілю фасонних фрез залежно від способу утворення задньої поверхні затилуванням різними інструментами з різними геометричними параметрами. Встановлено, що після затилування різцем зміна профілю фасонної фрези більша, ніж після затилування шліфувальним кругом. Тому для затилування фасонних торцевих фрез рекомендується використовувати шліфувальні круги.

Аналіз зміни передніх кутів торцевих фрез показав, що вони значно змінюються за своєю величиною вздовж різальної кромки. Це призводить до унеможливлення застосовувати фрези з раціональною геометрією.

У роботі було запропоновано торцеві фасонні фрези з кінчною передньою поверхнею. Аналіз теоретичних досліджень геометрії торцевих фрез з передньою кінчною поверхнею показав, що при різних значеннях передніх кутів від 15 до 40° та для різних діаметрів фрез, такі фрези мають практично незмінний передній кут по всій довжині різальної кромки.

Тому рекомендується застосовувати торцеві фрези з передньою кінчною поверхнею у деревообробній промисловості. Адже, практично незмінний передній кут по всій довжині різальної кромки, дозволяє виготовляти торцеві фасонні фрези з монолітним зубом при обробленні широких фасонних циліндричних профілів та застосовувати сприятливу геометрію різального елемента. Крім того, при зміні діаметра фрези під час роботи та після переточок висота профілю зуба, залишаючись постійною, буде давати задану величину висоти профілю деталі.

Отже, фасонна торцева фреза з кінчною передньою поверхнею, затилована за Архімедовою спіраллю забезпечує постійну величину передніх кутів вздовж різальної кромки. Одночасно її переточки не вносять суттєвих похибок в профіль обробленої деталі.

Список літератури

1. Амалицкий В. В. Оборудование и инструмент деревообрабатывающих предприятий. /В. В. Амалицкий, В. И. Санев. – М.: Экология, 1992. – 480 с.
2. Беспрозванный И. М. Основы теории резания металлов. / И. М. Беспрозванный. – М.: Машгиз, 1948. – 392 с.
3. Глебов И. Т. Дереворежущий инструмент:уч.пособ. / Глебов И. Т. – Екатеринбург: Полиграфист, 2002. – 196 с.
4. Грановский Г. И. Затылование зубьев фасонных фрезеров. Грановский Г. И. / «Органформация». – К.: Думка, 1934. – №9. – с.13 – 18.
5. Грубе Ф. Э. Дереворежущие инструменты. / Грубе Ф. Э. – М.: Лесн. пром-сть, 1971. – 344 с.
6. Гузевич Д. О. О затыловочных кривых для заднезаточенных фрез: статья/Д.О. Гузевич; Вестник металлопромышленности. – 1934. - № 4. – с. 78 – 92.
7. Дарманчев С.К. Искажение наклонных участков профиля деталей в зависимости от параметров фасонных фрез: статья/С.К. Дарманчев ; Станки и инструмент. – 1959. – № 7. – с. 15 – 17.
8. Дарманчев С.К. Расчеты точности работы фасонных инструментов. – М.: Машгиз., 1959. – 114 с.
9. Зотов Г.А. Подготовка и эксплуатациядеревоорежущего инструмента./Г.А. Зотов, Ф.А. Швырев. – М.: Лесн. пром-ть, 1986. – 301 с.
10. Зинде М. М. Червячные и дисковые профильные фрезы с прямолинейной затыловкой:статья/ М. М. Зинде, В. Ф. Орлов Станки и инструмент. –1936. – № 5. – с. 42 – 43.
11. Иноземцев Г. Г. Фрезы с измененной геометрией:статья/Г.Г. Иноземцев; Станки и инструмент. –1961. – № 4. – с. 20 – 23.
12. Иткин М. Е. Исследование скорости резания при фрезеровании жаропрочных сталей: статья/М.Е. Иткин; Сб. «Высокопроизводительные методы обработки металлов резанием». – М.: Машгиз., 1955. – с. 35 – 52.

13. Климахин А.А. Фасонные фрезы для турбинных лопаток из жаропрочных сталей: статья/ А.А. Климахин; Станки и инструмент. –1956. – № 12. – с. 23 – 25.
14. Клушин М.И. Стойкость режущих инструментов и вопросы экономического резания металлов. Фрезеры.: статья/ М.И. Клушин; Сб. докладов Всесоюзного совещания по фрезам. – М.: Машгиз., 1968. – с. 394 – 421.
15. Кривоухов В.А. Обрабатываемость резанием жаропрочных и титановых сплавов./ В.А. Кривоухов. – М.: Машгиз., 1961. – 244 с.
16. Кряжев Н. А. Фрезерование древесины. / Н. А. Кряжев– М.: Лесн.пром-сть., 1979. – 200 с.
17. Кучма Л.К. Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке. / Л. К. Кучма– М.: Машгиз., 1948. – с. 100 – 128.
18. Ларин М.Н. Основы фрезерования. / М.Н. Ларин. – М.: Машгиз., 1947. – 302 с.
19. Ларин М.Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструмента. / М.Н. Ларин. – М.: Оборонгиз., 1953. – 272 с.
20. Ларин М.Н. Современные методы конструирования, эксплуатации и изготовления фрез. / М.Н. Ларин. - НТО. – М.: Машпром.,1961. – 56 с.
21. Либермен А.И. Расчет многолезвийных инструментов, работающих методом копирования. / А.И. Либермен. – М.: Машгиз., 1962. – 360 с.
22. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. / Лоладзе Т.Н. – М.: Машиностроение, 1982. – 362 с.
23. Лопатин С.А. Выбор геометрических параметров затылованных фрез. Труды.: статья/ С.А. Лопатин, С.А. Салов; Лен.пол. инс-т. – Л., 1968. – №298. – с. 45 – 52.
24. Моисеев А.В. Износостойкость дереворежущего инструмента. / А.В. Моисеев – М.: Лесн. пром-сть, 1981. – 112 с.
25. Морозов В.Г. Дереворежущий инструмент: Справочник. / В.Г. Морозов. – М.: Лесн. пром-сть, 1988. – 344 с.

26. Никишов А.И. Повышение стойкости червячных модульных фрез: статья/А.И. Никишин; Союзмашстрой и техника воздушного флота. – Х.: ХГУ, 1956. – вып.2. – с. 112 – 114.
27. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты: учебник/П.Р. Родин. – К.: Вища школа, 1974. – 400 с.
28. Сергеев А.М. Новый тип затылования фасонных фрезеров: статья; / А.М. Сергеев - Станки и инструмент. – 1936. – № 7. – с. 21 – 35.
29. Солодкий В. И. Торцева фреза з конічною передньою поверхнею : стаття/В.И. Солодкий, Т. В. Яшина; Надійність інструменту та оптимізація технічних систем, 2011. - вип. 28. – с. 346 – 350.
30. Фрайфельд И.А. Фрезы фасонные с задней обороткой./ И.А. Фрайфельд ; Лен. инд. инс-т. – Л., 1938. – 113 с.
31. Френкель А. Поднутрение зуба во фрезерах и метод измерения угла зазора и угла поднутрения: статья; / А. Френкель. - Станки и инструмент. –1931. – № 6. – с. 32 – 33.
32. Bharathiraja S. Particle swarm optimization technique for determining optimal machining parameters of different work piece / S. Bharathiraja, N. Baskar. // International Journal of Advance Manufacturing Technology. – 2011. – vol. 54. – pp. 445–463.
33. Franciscus S. A. Approach to optimization of cutting conditions by using artificial neural networks / S. A. Franciscus, B.J. Uroszuperl. // Journal of Material Processing Technology. – 2006. – vol. 172. – pp. 281–290.
34. Grey relational analysis coupled with principal component analysis for optimization design of the cutting parameters in high-speed end milling / H. S.Lu, C. K. Chang, N. C. Hwang, C. T. Chung. // Journal of Materials Processing Technology. – 2009. – vol. 209. – pp. 3808–3817.
35. Jersák J. F. Comparison of the influence of process fluids on tool life in face milling / J. F. Jersák, F. X. Kaplan. // Manuf. Technol. – 2015. – vol. 15. – pp. 977–984.
36. Modeling flatness deviation in face milling considering angular movement of the machine tool system components and tool flank wear / D. Y. Pimenov, V. I. Guzeev, G. H.

- Krolczyk, A. F. Wojciechowski. // *Precis. Eng.* – 2018. – vol. 54. – pp. 997–1003.
37. Nguyen H. T. Characterization of cutting force induced surface shape variation in face milling using high-definition metrology / H. T. Nguyen, H. G. Wang, A. D. Hu. // *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME.* – 2013. – vol. 39. – pp. 135–152.
38. Wang S. G. One-pass milling machining parameter optimization to achieve mirror surface roughness / S. G. Wang, Y. I. Hs. // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture.* – 2005. – vol. 219. – pp. 177–181.
39. Wang X. Web-based optimization of milling operations for the selection of cutting conditions using genetic algorithm / X. Wang, I. S. Jawahir. // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture.*, – 2004. – vol. 218. – pp. 647–655.
40. Yildiz Ali R. A. Comparative study of population- based optimization algorithms for turning operations / Yildiz Ali. // *International Journal of Information Science.* – 2012. – vol. 210. – pp. 81–88.

3 ЗАТИЛУВАННЯ ФРЕЗ РІЗЦЕМ

3.1 Основні відомості

Фрези із затилованими зубами застосовують для оброблення фасонних поверхонь. Особливістю їх зубів є те, що при заточуванні по передній поверхні (котра розташована в осьовій площині фрези) зберігається незмінним профіль різальних кромок, відповідно незмінним є і профіль деталі. Для цього задню поверхню зубу фрези заточують (затилюють) по спеціальній кривій (найчастіше за спіраллю Архімеда).

Фасонні затиловані фрези мають переваги перед звичайними гострозаточеними:

- після переточування в гострозаточених фрез простір для розміщення стружки поступово зменшується, у той час, як у затилованих, навпаки, збільшується;
- затиловані фрези допускають більшу кількість переточувань, ніж фрези з гострозаточеними зубами.

У той же час затиловані фрези мають і недоліки суто технологічного характеру:

- затиловані фрези утворюють поверхню більшої шорсткості, ніж гострозаточені фрези. Це пояснюється меншою кількістю зубів та недоцільними геометричними параметрами різального леза;
- у свою чергу, зменшена кількість різальних елементів призводить до перевантаження різальних кромок та підвищеного впливу їх радіального биття.

Не дивлячись на перелічені недоліки, фрези із затилованими зубами набули значного поширення в інструментальному виробництві при фрезеруванні фасонних поверхонь як такі, що забезпечують постійність профілю виробу.

Зниження трудомісткості обробки складних фасонних поверхонь деталей вимагає створення та введення у виробництво фасонних фрез різної конфігурації.

Для отримання точних профілів найчастіше застосовують фрези з прямими канавками, в яких $\gamma = 0^\circ$ (рис. 3.1,а), як найбільш прості у виготовленні, які легко контролювати і які не змінюють

свій профіль після переточок. Однак, ці фрези мають ряд недоліків:

- робочий профіль таких фрез має значну довжину в радіальному напрямку, що призводить до значних змін кінематичних кутів;
- у свою чергу, зміна кінематичних кутів призводить до зменшення працездатності інструмента;
- враховуючи наявність заднього кута, різальний клин такого інструмента має відносно малу товщину.

На відміну від них фасонні фрези, що мають $\gamma > 0^\circ$ (рис. 3.1,б-г) сприяють зменшенню потреби енергії, що свідчить про зменшення сили різання, а відповідно, і про зменшення пружних деформацій системи ВПІД²².

Одночасно з цим у фрез, що мають додатний передній кут:

- завдяки "оптимальним" геометричним параметрам відбувається зменшення зусилля тертя на передній поверхні різального леза інструмента;
- у наслідок зменшення зусиль відбувається зниження деформації оброблюваного матеріалу, а отже зменшується усадку стружки, що потребує менших енергетичних витрат;
- все це призводить до зменшення амплітуди коливань і відповідно, до звуження зони інтенсивних вібрацій, тощо.

Таким чином, застосування додатних передніх кутів у фасонних фрез підвищує не тільки стійкість інструмента, але і сприяє більш плавному протіканню процесів різання.

У той же час, фасонні фрези, що мають додатні передні кути, після їх переточування дещо змінюють профіль різальної кромки, а отже і профіль обробленої деталі. Через це, такі фрези доцільно використовувати на чорнових операціях де головною вимогою є видалення припуску значної товщини.

На відміну від фрез із додатним переднім кутом, фрези з нульовим переднім кутом свій профіль не змінюють після переточування, однак мають гірші умови роботи. Фасонні затиловані фрези з нульовим переднім кутом застосовують, головним чином, під час чистового оброблення²³.

²² ВПІД – скорочення від "верстат-пристрій-інструмент-деталь", що широко вживається у технічній літературі.

²³ Останнім часом застосовують фрези з додатним переднім кутом, але форма їх передньої поверхні відміна від площини. Найбільш поширеною формою є еліпсоподібна або за спіраллю Архімеда.

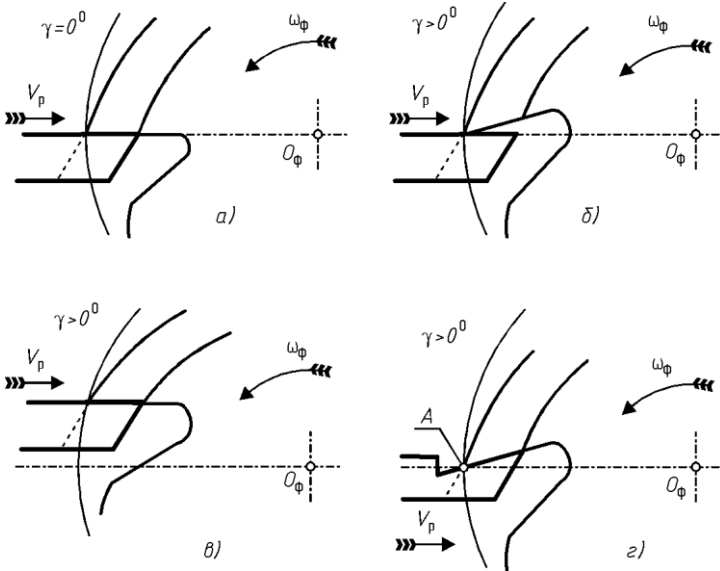


Рис. 3.1. Типи фрез і положення різця в процесі затилування

На рис. 3.1 прийняті наступні позначення:

- а - зуби прямі, передній кут фрези $\gamma = 0$, різець встановлений на висоті центрів інструмента;
- б - зуби прямі, передній кут фрези $\gamma > 0$, різець встановлений на висоті центрів інструмента;
- в - зуби прямі, передній кут фрези $\gamma > 0$, різець встановлений вище центру інструмента;
- г - зуби прямі, передній кут фрези $\gamma > 0$, різець має додатний передній кут $\gamma > 0$. Передні площини затилувального різця та фрези співпадають.

Затилування токарним різцем застосовують в якості чорнової операції виготовлення затіланих фрез.

3.2 Спіраль Архімеда

Затіловані поверхні зубів фасонних фрез зазвичай виконують у вигляді сімейства спіралей Архімеда, рідше – у вигляді логариф-

мічних спіралей, а іноді – у вигляді спеціальних кривих або прямих (затилювання за конхноїдою).

Поширення спіралі Архімеда для затилювання пояснюється суто технологічними міркуваннями – реалізувати рух за спіраллю Архімеда можливо, як суму прямолінійного та обертального рівномірних рухів, що досить просто відтворити механічно.

Рівняння спіралі Архімеда, в полярній системі координат, можливо записати у вигляді:

$$\rho = p_a \varphi \quad (3.1)$$

де p_a – гвинтовий параметр спіралі Архімеда;

φ – полярний кут.

Гвинтовий параметр p_a спіралі Архімеда²⁴ можливо визначити як:

$$p_a = \frac{H}{2\pi} \quad (3.2)$$

де H – осьовий крок спіралі Архімеда, тобто відстань між двома сусідніми витками спіралі (рис. 3.2).

Отже, рівняння спіралі Архімеда у полярній системі координат можливо записати у вигляді:

$$\rho = \frac{H}{2\pi} \varphi. \quad (3.3)$$

Як видно на рис. 3.3 графічне представлення параметра p_a може бути подано як катет трикутника MOA . Отже, математично можливо записати:

$$p_a = \rho \operatorname{tg} \alpha. \quad (3.4)$$

Для отримання затиловочних кривих, побудованих за спіраллю Архімеда з різними параметрами p_a (піднормаліями), необхідні

²⁴ Спіраль Архімеда можливо розглядати як окремий випадок гвинтової поверхні, що лежить у площині. Отже спіраль Архімеда – це плоска гвинтова поверхня для якої будуть справедливі всі математичні залежності, що і до звичайної гвинтової поверхні.

різні кулачки. Тому, перед тим як переходити до дослідження затиловочних кривих, необхідно встановити взаємний зв'язок між кривою кулачка та затилочною кривою фрези.

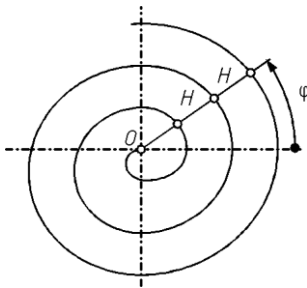


Рис. 3.2. Крок спіралі Архімеда

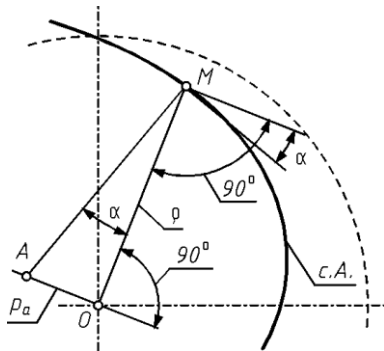


Рис. 3.3. Параметри спіралі Архімеда

На рис. 3.4 показано взаємне розташування кулачка та зуба фрези в процесі затилювання.

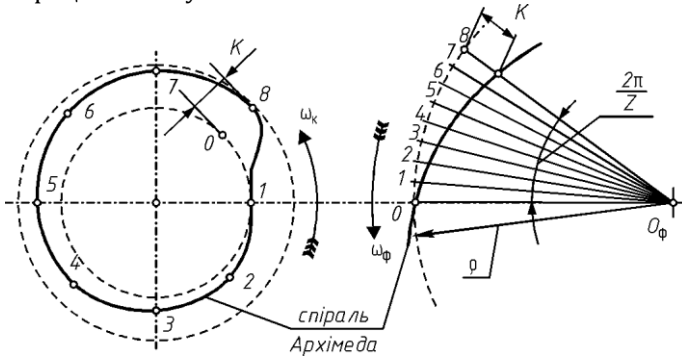


Рис. 3.4. Взаємне розташування кулачка та зуба фрези в процесі затилювання

При повороті кулачка на 360° в напрямку ω_k фреза повинна повернутися на один зуб, тобто на кут $2\pi/z$ в напрямку ω_ϕ . Припустимо, що кулачок побудований за спіраллю Архімеда. Отже, крива його периферії може бути описана у полярній системі координат рівнянням:

$$\rho = p_a^k t^k. \quad (3.5)$$

де p_a^k – гвинтовий параметр спіралі Архімеда за якою виготовлено кулачок;

t^k – кутовий параметр.

Тоді підйом k_x кулачка між будь-якими точками можливо визначити як:

$$k_x = r_2 - r_1 = p_a^k(t_2^k - t_1^k). \quad (3.6)$$

де p_a^k – параметр кулачка;

r_2 та r_1 – радіус-вектори точок на спіралі Архімеда;

t_2^k та t_1^k – кутові параметри для точок спіралі Архімеда.

Відповідно максимальний підйом K кулачка за його повний оберт становить:

$$K = p_a 2\pi. \quad (3.7)$$

Звідки

$$p_a = \frac{K}{2\pi}. \quad (3.8)$$

Під час затилування фрези здійснює поворот на один зуб, у той час як кулачок має повний оберт. Порівнюючи положення точок на кулачку та на фрезі (рис. 3.4), неважко помітити, що крива, яка утворює поверхню затилку зуба фрези, є спіраль Архімеда.

Величина спаду затилку фрези визначається з рівняння:

$$K = \rho_0 - \rho_8 = \rho_0 - p_a \frac{2\pi}{Z} \quad (3.9)$$

де ρ_0 – радіус-вектор у вершинній точці різальної кромки;

ρ_8 – радіус-вектор у затилочній точці задньої поверхні зубу;

Z – кількість зубів фрези.

За залежностями (3.1...3.8) можливо визначити величину затилування K для одного зубу фрези²⁵:

$$K = \frac{2\pi \rho}{Z} \operatorname{tg} \alpha \quad (3.10)$$

де ρ – радіус фрези у її вершинній точці;
 Z – кількість зубів фрези;
 α – задній кут фрези.

Висновки

Результати аналізу показали, що при затилуванні фрез, застосовуючи кулачки, спроектовані за спіраллю Архімеда, поверхня затилку зуба фрези окреслюється також за спіраллю Архімеда, але її параметр p_a^ϕ в Z разів більше параметр p_a^k кривої кулачка (спіралі Архімеда). Отже, буде справедлива математична залежність

$$p_a^\phi = p_a^k Z. \quad (3.11)$$

Таким чином, знаючи кількість зубів фрези завжди можливо визначити параметр затилувального кулачка і навпаки.

3.3 Методи затилування різцем

Розглянемо основні методи затилування фрез за допомогою фасонного токарного різця.

Нульовий передній кут

При обробці зубів фрез, у яких передній кут $\gamma = 0^\circ$ (рис. 3.1,а) різець, що виконує затилування, встановлюють на рівні центрів верстата (осі обертання фрези), а його профіль ідентичний до профілю фрези, а відповідно і профілю деталі. Цей спосіб затилування забезпечує необхідну точність профілю і особливих розрахунків не потребує.

Після переточування фрез, затилованих за такою схемою, по передній поверхні профіль різальних кромки інструмента залишається незмінним.

²⁵ Величина затилування залежить від конструкції фрези.

У той же час, сам процес затилування відбувається у важких умовах різання через те, що передні кути різця дорівнюють нулю. Це призводить до підвищених зусиль різання та температури в зоні різання.

Додатний передній кут

Для затилування зубів фрез, що мають додатний передній кут $\gamma > 0^\circ$ застосовують декілька способів, які мають однакове розповсюдження, але дають різні результати.

Варіант I

При затилуванні за схемою на рис. 3.1,б передня поверхня різця розташована на висоті центрів верстата, а передня поверхня зубів фрези дотикається до неї неодноразово. В результаті затилування задня поверхня зуба описана за спіраллю Архімеда, однак профіль різальної кромки затилувального різця та зуба фрези не співпадають. Через це, додатковим етапом проектування затилувального різця є його корегування у відповідності до прийнятої величини переднього кута γ зуба фрези.

Варіант II

При затилуванні за рис.3.1,в передня поверхня різця розташована горизонтально, але вище центрів на величину $H = R \sin \gamma$. У такому випадку профіль зуба фрези, в площині передньої поверхні, співпадає з профілем різця і може бути проконтрольований тим же профільним шаблоном, що і затилований різець. Але профіль різальної кромки буде змінюватись після кожної переточки фрези.

Причиною цього є те, що жодна точка задньої поверхні зуба не буде описана за спіраллю Архімеда, адже жодна точка різальної кромки різця не співпадає з радіус-вектором, що проходить через центр (вісь обертання) фрези.

Варіант III

Для того, щоб уникнути недоліків притаманних розглянутим вище варіантам затилування, фрези затилують за схемою наведеною на рис. 3.1,г. У цьому випадку профіль різця в передній площині перераховують за кутом γ і встановлюють так, щоб його передня поверхня співпала з передньою поверхнею зуба фрези.

При такому варіанті затилування процеси різання відбуваються за відносно сприятливих умов, адже передній кут різця є додат-

ний $\gamma_p = \gamma_\phi$. Тому, як зусилля різання, так і температура відносно низкі у зоні різання.

Але і в цьому випадку, після переточування інструмента, не забезпечується точний профіль деталі. Це пояснюється тим, що на профілі фрези (на різальній кромці) тільки одна єдина точка затилована за спіраллю Архімеда – це та точка різальної кромки, що лежить на радіус-векторі, який співпадає з напрямом руху різця (на рис. 3.1, *з* це точка *A*). Всі інші точки кромки різця лежать або нижче, або вище цієї точки і тому не утворюють спіраль Архімеда.

3.3.1 Фрези з нульовим переднім кутом

Якщо зуби фрези мають передній кут γ рівний нулю $\gamma = 0$, то для отримання профілю деталі глибиною (висотою) h необхідно, щоб висота профілю фрези, у радіальному перерізі, теж дорівнювала величині h , тобто умовою працездатності фасонної фрези є рівняння $h_p = h_\phi$ (рис. 3.5).

Щоб при затилуванні фрези отримати зуби такої висоти, необхідно виготовити затилувальний різець з профілем, що відповідає профілю h деталі; встановлювати різець для роботи необхідно так, щоб його передня поверхня співпадала з передньою поверхнею зуба фрези на висоті центрів.

При такому положенні різця зуби фрези отримують профіль AB в будь-якому нормальному перерізі $A'B'$ постійним та рівним профілю AB в площині передньої поверхні або профілю деталі. Для зберігання розмірів профілю фрези в процесі експлуатації необхідно при її переточці слідкувати за радіальністю передньої поверхні зубів.

Зуби фрези по передній поверхні можна контролювати тим же профілем шаблону, що і різець або, при малих розмірах профілю, на проекторі за допомогою проектного кресленника, виконаного в масштабі 10:1; 20:1; 50:1; 100:1. Фрези в яких $\gamma = 0$, затиловані за таким способом, можуть бути виконані з високим ступенем точно-

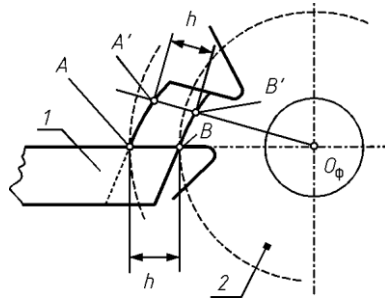


Рис. 3.5. Обробка фрези з нульовим переднім кутом
1 – різець; 2 – фреза.

сті, і цю точність профілю легко зберегти після багаторазового переточування фрези.

У зв'язку з цим фрези з прямими канавками з нульовим переднім кутом застосовують для фрезерування точних профілів.

3.3.2 Фрези з додатним переднім кутом

Отримання точного профілю на фрезах, що мають зуби з $\gamma > 0$, спряжено з деякими труднощами, і тому на практиці для цієї мети застосовують ряд різних способів установки і заточки затилювального різця. Найбільш розповсюджені форми різців та їх установка при затилюванні цих фрез наступні:

- передня поверхня різця горизонтальна і встановлена на висоті центрів верстата (рис. 3.1,б);
- передня поверхня різця горизонтальна, встановлена вище центрів верстата на величину $H = R \sin \gamma$ і суміщена з передньою поверхнею зуба фрези (рис. 3.1,в);
- передня поверхня різця нахилена до горизонтальної поверхні під кутом γ і суміщена з передньою поверхнею зуба фрези (рис. 3.1,г).

Розглянемо докладно в цій послідовності профіль зубів фрези, його викривлення при затилюванні, контроль і зміну після переточок.

Передня поверхня різця горизонтальна і встановлена на висоті центрів верстата

Розглянемо схему затилювання, коли передні поверхні фрези і затилювального різця співпадають.

При фрезеруванні найнижча точка M (рис. 3.6) профілю деталі буде відтворюватися точкою B , яка лежить на найменшому радіусі ρ_1 фрези, а найвищу точку A профілю деталі дасть точка A профілю фрези, яка лежить на найбільшому радіусі R фрези. Точки A і B знаходяться на передній поверхні зуба і є крайніми точками профілю, тобто визначають його висоту.

Як видно з рис. 3.6 для отримання профілю висотою (глибиною) AM , що забезпечує профіль h_1 деталі, профіль h_0 різця, встановленого на висоті центрів, буде рівний профілю A_1B фрези в її нормальному перерізі, або

$$h_0 = AP = AM - PM. \quad (3.12)$$

Замінюючи PM через $p_a\psi$, отримаємо:

$$PM = p_a\psi \text{ отже } h_0 = h - p_a\psi. \quad (3.13)$$

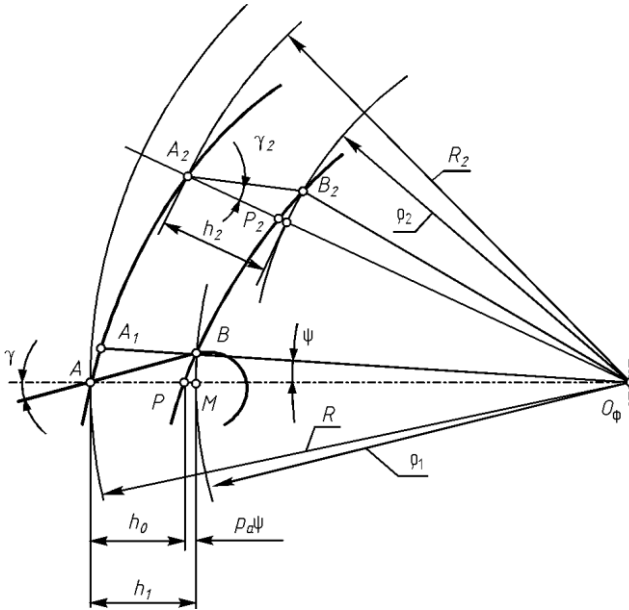


Рис. 3.6. Профіль зуба фрези при встановленні різця по центру і викривлення профілю після переточки

З трикутника OAB (рис.2.6) маємо:

$$\frac{\rho_1}{\sin \gamma} = \frac{R}{\sin(\pi - (\psi + \gamma))} = \frac{AB}{\sin \psi}. \quad (3.14)$$

Спростуючи вираз отримаємо:

$$\frac{\rho_1}{\sin \gamma} = \frac{R}{\sin(\psi + \gamma)} = \frac{AB}{\sin \psi}. \quad (3.15)$$

Звідки

$$\sin(\psi + \gamma) = \frac{R}{\rho_1} \sin \gamma = \frac{R}{R - h} \sin \gamma. \quad (3.16)$$

Отже, остаточно маємо

$$\psi = \arcsin\left(\frac{R \sin \gamma}{R - h}\right) - \gamma. \quad (3.17)$$

Знаючи кут ψ , легко визначити висоту профілю зуба фрези в радіальному перерізі h_0 і висоту профілю фрези у передній поверхні AB :

$$AB = \frac{R \sin \psi}{\sin(\psi + \gamma)} = \frac{\rho_1 \sin \psi}{\sin \gamma}. \quad (3.18)$$

Враховуючи рівняння (3.16) залежність (3.18), котра описує висоту профілю у передній поверхні зуба фрези, можливо переписати у вигляді:

$$AB = \frac{R \sin \psi}{\frac{R \sin \gamma}{R - h}} = (R - h) \frac{\sin \psi}{\sin \gamma}. \quad (3.19)$$

Висоту профілю фрези h_0 у її радіальному перерізі можливо визначити таким чином. За (3.12) та (3.13) можливо записати:

$$h_0 = AM - PM = (R - \rho_1) - p_a \psi = h - p_a \psi. \quad (3.20)$$

Звідки висота h профілю фрези у радіальному перерізі становить:

$$h = h_0 + p_a \psi, \quad (3.21)$$

а величина кута ψ дорівнює

$$\psi = \frac{h - h_0}{p_a}. \quad (3.22)$$

Таким чином, для визначення профілю зубів фрези в радіальному перерізі (при виготовленні затилувального різця і шаблону) і профілю зубів по передній поверхні (при виготовленні шаблону, контролюючого профілю в цій площині) при затилуванні достатньо знати профіль деталі.

Вплив переднього кута на профіль фрези

Причини, які можуть викликати викривлення профілю при затилуванні фрез з додатним переднім кутом зубів, наступні.

Передній кут γ повинен точно відповідати величині, прийнятій при розрахунку профілю. При збільшенні переднього кута відносно розрахункового профілю фрези на передній поверхні видовжиться на деяку величину і, відповідно, буде утворювати профіль деталі збільшеної висоти.

Відповідно, при зменшенні переднього кута фрези – профіль обробленої деталі буде мати меншу висоту ніж потрібно.

Спад кулачка для затилування повинен точно відповідати тому, який прийнятий при розрахунку профілю, так як при невідповідності спаду кулачка змінюється величина піднормалі p_a , а відповідно, змінюються і профіль фрези по передній поверхні і профіль деталі.

На рис.3.7 показана вплив зміни переднього кута на профіль затилованої фрези. Якщо передню поверхню зубу фрези заточити під кутом γ_1 то на деталі буде утворено фасонний профіль глибиною h_1 . А сам профіль зубу у передній площині буде мати довжину рівну відрізку $\overline{AB_1}$. У такому випадку профіль обробленої деталі буде мати висоту рівну h_1 .

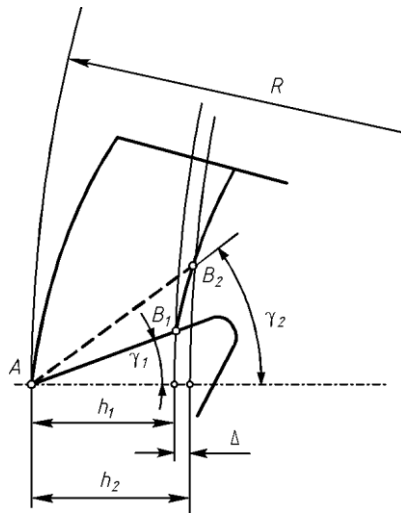


Рис. 3.7. Викривлення профілю фрези при зміні переднього кута зубів

Однак, якщо передню поверхню зубу заточити під більшим кутом γ_2 , висота профілю обробленої деталі зміниться і буде рівною h_2 , що більше ніж раніш $h_1 > h_2$.

Отже, зміна величини переднього кута γ призводить до зміни величини висоти профілю фрези у її передній поверхні, що призводить до зміни висоти профілю обробленої деталі на величину рівну $(h_2 - h_1)$.

Треба вказати, що величина зміни висоти профілю (різниця $h_2 - h_1$) залежить не тільки від різниці між кутами γ_1 та γ_2 , але і від їх величини.

Чим більше величина переднього кута γ , тим більшим буде вплив його зміни на зміну висоти профілю інструмента.

Тому фрези з меншим переднім кутом γ і меншим спадом затилку дають меншу зміну профілю деталі.

Однак, під час оброблення деяких матеріалів (наприклад, фасонного оброблення деревини) необхідно затилувати фрези зі значним переднім кутом $\gamma > 0$ (до 30°). Тоді необхідно точно розраховувати профіль різця і враховувати величини переднього кута і спадом затилку, особливо при фрезеруванні точних профілів.

Для збереження незмінним висоти профілю h деталі при постійному h_0 (висота профілю фрези у її радіальному січенні) необхідно, щоб величина $p_a \psi$ залишалася весь час постійною, тобто зберігалась умова

$$p_a \psi = \text{Const.} \quad (3.23)$$

Так як у виразі $p_a \psi = \text{Const}$ незмінним є параметр p_a (він єдиний для всіх точок профілю фрези), то для його незмінності необхідно, щоб кут ψ теж був постійним.

Отже, умову незмінності профілю фрези після її переточування можна математично сформулювати як

$$\psi_n = \psi_n \quad (3.24)$$

де ψ_n – значення кута для нової (не переточеної) фрези;

ψ_n – значення кута після переточування фрези.

Але так як $\rho_1 > \rho_2$, то і дуга, що охоплює кут ψ у зношеної фрези, буде коротшим, ніж у нової, а відповідно, при

$$h_0 = \text{Const} \quad \text{та} \quad p_a \psi = \text{Const} \quad (3.25)$$

передній кут γ_2 у зношеної фрези повинен бути меншим за передній кут γ нової фрези, тобто

$$\gamma_2 < \gamma. \quad (3.26)$$

При зберіганні переднього кута γ у зношеної та переточеної фрези профіль деталі h_0 буде більше заданого.

Таким чином, при переточках фрези, яка має $\gamma > 0$, для зберігання профілю необхідно слідкувати за переднім кутом і постійно його зменшувати.

Передній кут після переточки визначається з трикутника OA_2K_2 у такій послідовності.

За теоремою косинусів можливо записати:

$$\cos \psi = \frac{R_2^2 + \rho_2^2 - (\overline{A_2B_2})^2}{2 R_2 \rho_2}. \quad (3.27)$$

Звідки висота профілю фрези $\overline{A_2B_2}$ у її передній поверхні після переточування

$$\overline{A_2B_2} = \sqrt{R_2 \rho_2} \sqrt{\frac{R_2^2 + \rho_2^2 - 2 R_2 r_2 \cos \psi}{R_2 \rho_2}}. \quad (3.28)$$

Тоді за теоремою синусів можливо знайти кут γ_2 переточеної фрези як:

$$\sin \gamma_2 = \frac{\rho_2 \sin \psi}{\overline{A_2B_2}}. \quad (3.29)$$

Перевіримо викладене розрахунками. Нехай маємо:

$R = 60$ мм - радіус нової фрези;

$h = 10$ мм - висота профілю деталі;

$\gamma = 12^\circ$ - передній кут нової не переточеної фрези;

$R_2 = 59,5$ мм - радіус переточеної фрези.

Отже, за (3.17) маємо кут ψ

$$\psi = \arcsin\left(\frac{R \sin \gamma}{R - h}\right) - \gamma = 2^\circ 26' 51". \quad (3.30)$$

За (3.28) маємо:

$$\overline{A_2 B_2} = \sqrt{R_2 \rho_2} \sqrt{\frac{R_2^2 + \rho_2^2 - 2 R_2 r_2 \cos \psi}{R_2 \rho_2}} = 10,265. \quad (3.31)$$

Тоді за (3.29) отримаємо величину переднього кута γ_2 переточеної фрези

$$\sin \gamma_2 = \frac{\rho_2 \sin \psi}{A_2 B_2} = 0,20593. \quad (3.32)$$

Звідки передній кут γ_2 становить $\gamma_2 = 11^\circ 53' 02"$.

Отже, передній кут γ_2 переточеної фрези повинен бути меншим за передній кут γ нової фрези на величину

$$\gamma - \gamma_2 = 12^\circ - 11^\circ 53' 02" = 0^\circ 06' 58". \quad (3.33)$$

Висновки

Звідси, якщо у фрез, які мають передній кут $\gamma > 0$, при переточках витримувати постійний профіль по передній поверхні або передній кут γ , то такі фрези дадуть викривлення профілю деталі.

Отже, для того, щоб уникнути зміни профілю деталі після переточування фрези по передній поверхні – необхідно після кожного переточування здійснювати корегування переднього кута різальних елементів інструмента.

Передня поверхня різця горизонтальна і встановлена вище центрів верстата

Для отримання більш точного профілю фрези іноді при затилюванні застосовують суміщення передньої поверхні різця з передньою поверхнею зуба фрези, тобто якщо зуб фрези має $\gamma > 0$, а різець має нульовий передній кут $\gamma_p = 0$, то різець встановлюють вище центра на величину $H = R \sin \gamma$ (рис. 3.1 на стор. 86).

При точному співпадінні передніх поверхонь різця і зуба фрези - профіль різця не потрібно корегувати, вони співпадають. Отже, профіль різця і профіль фрези по переднім поверхням можна контролювати одним тим самим шаблоном.

Щоб визначити профіль фрези, достатньо знайти його висоту, так як по ширині профіль не змінюється.

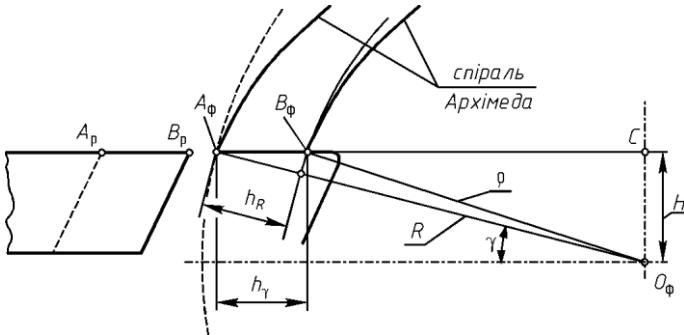


Рис. 3.8. Профіль зуба фрези при установленні різця вище центрів

Висоту h_γ (рис. 3.8) по передній поверхні визначимо з трикутників $A_\phi C O_\phi$ та $B_\phi C O_\phi$:

$$h_\gamma = \overline{A_\phi C} - \overline{B_\phi C} = (R^2 - H^2)^{\frac{1}{2}} - (\rho^2 - H^2)^{\frac{1}{2}} = R \cos \gamma - \sqrt{\rho^2 - R^2 \sin^2 \gamma} . \quad (3.34)$$

Отже, висоту профілю різця h_p , яка дорівнює висоті профілю фрези h_ϕ у її передній площині можливо визначити за (3.34), а саме:

$$h_p = h_\phi = R \cos \gamma - \sqrt{\rho^2 - R^2 \sin^2 \gamma} . \quad (3.35)$$

Перевіримо викладене розрахунками. Нехай маємо:

$R = 60$ мм - радіус нової фрези;

$h = 10$ мм - висота профілю деталі;

$\gamma = 12^\circ$ - передній кут нової не переточеної фрези.

За (3.34) маємо:

$$h_p = h_\phi = R \cos \gamma - \sqrt{\rho^2 - R^2 \sin^2 \gamma} = 10,270 \text{ мм.}$$

Як бачимо висота h_p профілю різця (і фрези h_ϕ у її передній поверхні) більші ніж висота h профілю деталі.

Відновлення працездатності

У процесі експлуатації різальні елементи фрези зношуються і потребують відновлення шляхом повторного переточування інструмента по передній поверхні. Розглянемо рис. 3.9.

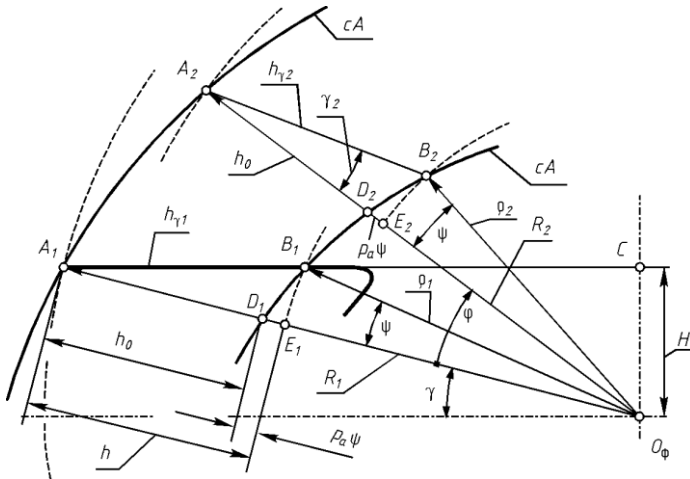


Рис. 3.9. Переточування фрези по передній поверхні

Пряма A_1B_1 це профіль різальної кромки (висота фасонного профілю) у передній площині. Параметр H визначає передній кут у нового інструмента.

Вершинна точка A_1 кромки розташована на радіусі R_1 , а найнижча (найближча до осі інструмента) точка B_1 на радіусі ρ_1 . Передній кут дорівнює γ .

Глибина (висота) профілю деталі дорівнює h . У свою чергу параметр h можливо визначити як добуток

$$h = h_0 + p_a \psi \quad (3.36)$$

де h_0 – радіальний крок між двома спіралями Архімеда, що проходять через крайні точки A_1 та B_1 фасонного профілю зубу фрези. Ця величина є незмінною для будь-якого радіального січення фрези;

p_a – гвинтовий параметр спіралі Архімеда;

ψ – кут профілю.

Нове положення передньої поверхні після переточування інструмента позначимо як A_2B_2 .

Із (3.36) випливає, щоб зберегти незмінним висоту профілю h деталі після переточування фрези необхідно, щоб були незмінними параметри h_0 , p_a та кут ψ .

Параметри h_0 , p_a є незмінними за своїм визначенням для будь-якої ділянки фрези. Отже, єдиною умовою незмінності профілю фрези після її переточування є незмінність кута профілю ψ .

Із умови (3.36) незмінності профілю деталі можливо записати рівняння

$$h = R_1 - \rho_1 = R_2 - \rho_2 = \text{Const} . \quad (3.37)$$

Тоді з розгляду трикутників $A_1B_1O_\phi$ для нової та $A_2B_2O_\phi$ для переточеної фрези, можливо стверджувати, що за таких умов передній кут γ_2 переточеної фрези повинен відрізнятися від переднього кута γ нової фрези, тобто $\gamma_2 \neq \gamma$.

Визначимо передній кут γ_2 переточеної фрези у такій послідовності.

Спочатку визначимо кут профілю ψ , який є незмінним для нового та переточеного інструмента. Кут ψ можливо визначити з трикутника $A_1B_1O_\phi$. За теоремою синусів:

$$\frac{\sin \beta}{R_1} = \frac{\sin \gamma}{\rho_1} \quad (3.38)$$

звідки:

$$\sin \beta = \frac{R_1}{\rho_1} \sin \gamma. \quad (3.39)$$

Тоді кут ψ можливо визначити як:

$$\psi = 180^\circ - \beta - \gamma = \pi - \beta - \gamma.$$

Передній кут γ_2 переточеної фрези визначимо з трикутника $A_2B_2O_\phi$. Спочатку визначимо довжину $\overline{A_2B_2} = h_{\gamma_2}$ профілю у передній площині фрези після її переточування. За теоремою косинусів можливо записати:

$$\cos \psi = \frac{R_2^2 + \rho_2^2 - (\overline{A_2B_2})^2}{2 R_2 \rho_2} = \frac{R_2^2 + \rho_2^2 - h_{\gamma_2}^2}{2 R_2 \rho_2}. \quad (3.40)$$

Звідки

$$h_{\gamma_2} = (R_2^2 + \rho_2^2 - 2 R_2 \rho_2 \cos \psi)^{\frac{1}{2}}. \quad (3.41)$$

Тоді передній кут переточеної фрези можливо визначити за теоремою синусів:

$$\frac{\sin \gamma_2}{\rho_2} = \frac{\sin \psi}{h_{\gamma_2}} \quad (3.42)$$

звідки остаточно отримаємо:

$$\sin \gamma_2 = \frac{\rho_2}{h_{\gamma_2}} \sin \psi. \quad (3.43)$$

Для виявлення залежності переднього кута γ_2 від кута зточування ϕ передньої поверхні виконаємо розрахунки.

Маємо фасонну фрезу з такими параметрами:

$R = 60$ мм - зовнішній (габаритний) радіус нової фрези;

$\gamma = 15^\circ$ - передній кут нової фрези до переточування;

$\alpha = 8^\circ$ - задній кут нового інструмента.

$h = 15$ мм - висота профілю деталі.

Розрахуємо передній кут для двох переточувань, на кут φ рівний 5 та 10°.

1. Параметр спіралі Архімеда. Враховуючи (3.4) маємо

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{p_a}{R}. \quad (3.44)$$

Звідки

$$p_a = R \operatorname{tg} \alpha = 8,4325. \quad (3.45)$$

2. Кут ψ профілю фрези. Із трикутника $A_1B_1O_\phi$ маємо кут β

$$\frac{\sin \beta}{R_1} = \frac{\sin \gamma}{\rho_1} = \frac{\sin \gamma}{R_1 - h_0} \quad (3.46)$$

звідки

$$\sin \beta = \frac{R_1}{R_1 - h_0} \sin \gamma = 0,3451 \quad \text{або} \quad \beta = 159^\circ 48' 45''. \quad (3.47)$$

Тоді кут ψ можливо визначити як

$$\psi = 180 - \beta - \gamma = 180 - 159^\circ 48' 45'' - 15^\circ = 5^\circ 11' 15''. \quad (3.48)$$

3. За (3.41) та (3.43) визначимо величину переднього кута після переточування фрези

φ , град	t , рад	R_2 , мм	ρ_2 , мм	h_{γ_2} , мм	γ_2 , град
0	0	60	45	15,7200	15,0000
5	0,0873	59,2641	44,2641	15,7000	14,7685
10	0,1745	58,5283	43,5283	15,6802	14,5363

4. Отже, за результатами розрахунків можливо стверджувати, що для збереження постійним профіль фрези після її переточування по передній поверхні, передній кут γ необхідно кожний раз зменшувати. У протилежному випадку профіль фрези буде змінюватись з кожною наступною переточкою.

5. Графічний характер зміни переднього кута від величини переточування (від кута зточування φ) подано на рис. 3.10 з якого видно, що чим більший кут φ зточування фрези під час переточок, тим меншим повинен бути передній кут γ , заради збереження постійним фасонний профіль інструмента.

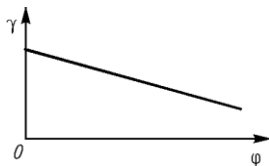


Рис. 3.10. Зміна переднього кута

Похибка базування

Фреза, виготовлена у такий спосіб, буде забезпечувати точним профіль деталі лише при умові, що фактичний передній кут γ у зубів фрези точно відповідає величині, прийнятій у розрахунку. Якщо ж передній кут у зубів $\gamma_1 > \gamma$, то висота профілю фрези збільшується. В результаті під час фрезерування фреза утворює профіль деталі довший за розрахунковий. І, навпаки, при зменшенні кута γ профіль фрези скоротиться і буде утворювати на деталі скорочений профіль.

Отже, похибка h_ϕ висоти профілю фрези залежить від похибки Δ_H встановлення висоти H під час заточування інструмента. Зміна величини параметру H призведе до зміни величини переднього кута фрези. З аналізу рис. 3.8 можливо визначити передній кут γ у залежності від параметра H

$$\sin \gamma = \frac{H}{\rho} \quad \text{або} \quad \gamma_{\text{зм}} = \arcsin \frac{H + \Delta_H}{\rho}. \quad (3.49)$$

Отже, змінену Δ_γ величини $\gamma_{\text{зм}}$ переднього кута при зміні параметру H на величину Δ_H можливо визначити за залежністю:

$$\Delta_\gamma = \arcsin \frac{H + \Delta_H}{\rho} - \arcsin \frac{H}{\rho}. \quad (3.50)$$

Перевіримо викладене розрахунками. Нехай маємо:

$R = 60$ мм – радіус нової фрези;

$h = 10$ мм – висота профілю деталі;

$\gamma = 12^\circ$ – передній кут нової не переточеної фрези;

$\Delta_H = 0,1$ мм – похибка встановлення висоти центрів верстата.

Отже, радіус ρ на якому знаходиться нижча точка профілю фрези можливо визначити як

$$\rho = R - h = 50 \text{ мм.} \quad (3.51)$$

Номинальна (точна) висота H встановлення центрів верстата

$$H = R \sin \gamma = 12,474 \text{ мм.} \quad (3.52)$$

Тоді похибка Δ_γ величини переднього кута за (3.50) становить:

$$\Delta_\gamma = \arcsin \frac{H + \Delta_H}{\rho} - \arcsin \frac{H}{\rho} = 14^\circ 33' 54'' - 13^\circ 53' 11'' = 0^\circ 40' 43''. \quad (3.53)$$

Проведені розрахунки показують, що зміна висоти центрів H всього на 0,80% призводить до зміни величини переднього кута γ фрези на 5,65%.

Висновки

Результати аналізу математичних залежностей, котрі описують профіль фасонних затілених фрез із додатним переднім кутом $\gamma > 0$, та різцем із $\gamma = 0^\circ$ дозволяють зробити наступні висновки.

Профіль фасонного токарного різця має ту ж саму висоту, що і профіль фрези у її передній поверхні $h_p = h_\phi$, що спрощує профілювання затилувального інструмента.

У той же час, фасонний профілю фрези, у значній мірі, залежить від похибки встановлення інструмента відносно центрів верстата. Так похибки Δ_H встановлення висоти H всього на 0,80% призводить до зміни переднього кута фрези на 5,65% відносно номінального значення.

Передня поверхня різця нахилена під кутом і суміщена з передньою поверхнею зуба

Для отримання менших змін профілю після переточок затіленої фрези, яка має передній кут $\gamma > 0$, використовують різці з додатним переднім кутом (рис. 3.11).

При такому розташуванні передня площина різця (при розташуванні вершини різця на висоті центрів) співпадає з передньою поверхнею зуба фрези. За таких умов профіль різця і профіль зуба, на передній поверхні, точно співпадають і тому контролюються спареним шаблоном і контршаблоном. Однак, за спіраллю Архімеда буде утворена тільки точка B задньої поверхні зубу. Всі інші точки – є еквідистанти до спіралі Архімеда.

У процесі затилування зубів найзручніше контролювати їх профіль шаблоном по передній поверхні. Отже, завжди необхідно знати висоту профілю фрези в передній площині її зубу.

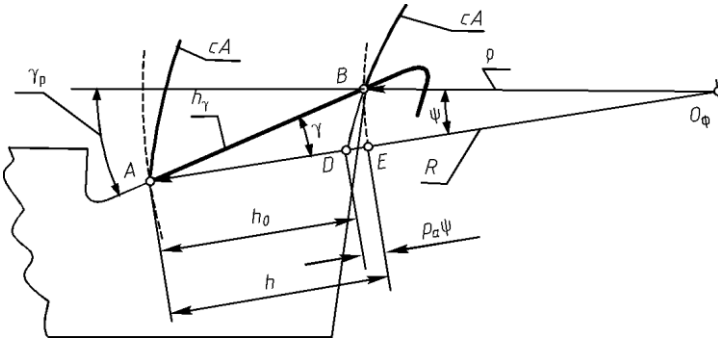


Рис. 3.11. Передні поверхні різця та фрези співпадають

Знаючи висоту h профілю деталі висоту h_γ профілю по передній поверхні зуба, можна визначити з трикутника ABO_ϕ :

$$h_\gamma = R \cos \gamma - \frac{R \sin \gamma}{\operatorname{tg}(\gamma + \psi)} = R \cos \gamma - (R - h) \cos(\gamma + \psi) \quad (3.54)$$

де

$$\sin(\gamma + \psi) = \frac{R \sin \gamma}{R - h} = \frac{R \sin \gamma}{\rho}. \quad (3.55)$$

За таких умов передній кут γ_p різця становить:

$$\gamma_p = \gamma + \psi. \quad (3.56)$$

Для того, щоб профіль фрези не змінювався після її переточування, при кожному наступному переточуванні фрези, необхідно змінювати значення переднього кута γ за формулами (3.41...3.43).

Маємо фасонну фрезу з таким параметрами:

- $R = 60$ мм – зовнішній (габаритний) радіус нової фрези;
- $\gamma = 15^\circ$ – передній кут нової фрези до переточування;
- $h = 15$ мм – висота профілю деталі.

Визначимо висоту профілю фрези h_γ по передній поверхні та передній кут γ_p токарного затилувального різця.

1. Синус суми кутів γ та ψ за формулою (3.55)

$$\sin(\gamma + \psi) = \frac{R \sin \gamma}{R - h} = \frac{60 \sin 15}{60 - 15} = 0,3451. \quad (3.57)$$

2. Сума кутів γ та ψ

$$(\gamma + \psi) = \arcsin 0,3451 = 20^\circ 11' 15". \quad (3.58)$$

3. Висота профілю фрези у передній площині

$$h_\gamma = R \cos \gamma - \frac{R \sin \gamma}{\operatorname{tg}(\gamma + \psi)} = 60 \cos 15 - \frac{60 \sin 15}{\operatorname{tg} 0,3451} = 15,7199. \quad (3.59)$$

4. Отже, висота профілю фрези h_γ по її передній поверхні більша за профіль деталі h , тобто $h_\gamma > h$.

Висновки

Розглянутий метод затилування різцем, що має додатний передній кут $\gamma > 0$ (рис. 3.11) має ту перевагу перед різцями з нульовим переднім кутом $\gamma = 0$ (рис. 3.9), що профіль фрези після переточування змінюється дещо менше.

Похибка затилування

Всі, розглянуті вище, методи затилування різцем базувались на твердженні, що задня затилована поверхня зубу фрези описана за спіраллю Архімеда. Відповідно до цього і всі математичні розрахунки також базувались на властивостях спіралі Архімеда. Однак,

насправді тільки варіант за рис. 3.1,а для якого передні кути різця і фрези дорівнюють нулю, дійсно утворює задню поверхню фрези за спіраллю Архімеда. Всі інші методи утворюють задню поверхню фрези тільки наближеною до спіралі Архімеда.

Розглянемо рис. 3.12,а на якому графічно представлено тлумачення спіралі Архімеда. За визначенням спіраль Архімеда, це траєкторія точки, що одночасно здійснює два рівномірні рухи – обертальний навколо полюса O та поступальний вздовж напрямної прямої.

Для того, щоб записати траєкторію точки M у векторній формі зробимо попередні розрахунки.

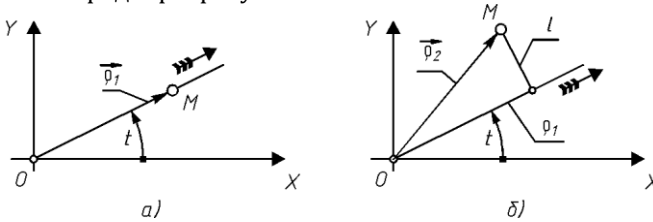


Рис. 3.12. Спіраль Архімеда

Відомо, що спіраль Архімеда має постійний крок H між сусідніми витками рівний для всієї спіралі. Отже можливо записати відношення

$$\frac{2\pi}{H} = \frac{l}{\rho}, \quad (3.60)$$

яке можливо тлумачити таким чином. Точка M , за повний оберт на кут 2π , переміститься вздовж напрямної на відстань H . Тоді за оберт на кут t точка M переміститься на відстань ρ . Звідки

$$\rho = \frac{H}{2\pi} t. \quad (3.61)$$

Величину $H/2\pi$ називають параметром спіралі Архімеда. Вона незмінна для будь-якої ділянки спіралі і позначається як:

$$\rho_a = \frac{H}{2\pi}. \quad (3.62)$$

Отже, спіраль Архімеда можливо записати у векторній формі:

$$\vec{\rho}_1 = \begin{vmatrix} p_a t \cos t \\ p_a t \sin t \end{vmatrix}. \quad (3.63)$$

Розглянемо рис. 3.8. Всі точки різальної кромки затилувального різця розташовані на осі обертання фрези. Отже, у процесі затилування вони описують у просторі спіраль Архімеда.

Розглянемо рис. 3.9. Всі точки різальної кромки затилувального різця розташовані вище осі обертання фрези. Отже, жодна точка кромки не утворює спіраль Архімеда, а відповідно задня поверхня зубу фрези не описана спіраллю Архімеда. За рис. 3.12,б криву, що утворюється можливо описати вектором:

$$\vec{\rho}_2 = \begin{vmatrix} p_a t \cos t - l \sin t \\ p_a t \sin t + l \cos t \end{vmatrix} \quad (3.64)$$

або

$$\vec{\rho}_2 = \vec{\rho}_1 + \begin{vmatrix} -l \sin t \\ l \cos t \end{vmatrix} = \vec{\rho}_1 + \vec{l}. \quad (3.65)$$

Отже, вектор \vec{l} це різниця у положенні точок різальної кромки різця з $\gamma = 0$ і різця, що має додатний передній кут $\gamma \neq 0$.

Аналізуючи (3.65) можливо стверджувати, що чим більшою є величина вектора \vec{l} , тим більше крива буде відрізнятись від спіралі Архімеда. Це дозволяє сформулювати такі висновки, стосовно методу затилування за рис. 3.11:

- точка B , різальної кромки різця, утворює теоретично точну спіраль Архімеда;
- всі інші точки різальної кромки різця не утворюють спіраль Архімеда;
- чим далі розташована точка кромки від вершинної точки B , тим більшою є похибка;
- найбільше відхилення від спіралі Архімеда утворює точка A різальної кромки.

Висновки

Аналіз методів затилування різцем дозволяє зробити наступні висновки.

Найбільш точним (теоретично точним) методом затилування є метод затилування різцем з нульовим переднім кутом таких фрез, котрі теж мають нульовий передній кут. Такі фрези мають незмінний профіль різальних кромки після їх переточування.

Фрези, що мають додатний передній кут $\gamma > 0$ та затиловані різцем із нульовим переднім кутом $\gamma_p = 0$ утворюють профіль, що має найбільше відхилення після переточування інструмента.

Фрези затиловані різцем з додатним переднім кутом за умови, що передня поверхня різця співпадає з передньою поверхнею зубу фрези, забезпечують меншу похибку профілю після переточування інструмента.

3.4 Висновки

Широке розповсюдження для обробки складних фасонних поверхонь отримали фрези з прямими канавками у яких $\gamma = 0^\circ$; фрези з прямими канавками у яких $\gamma > 0^\circ$; фрези з нахиленими та гвинтовими канавками. При обробці зубів фрез, у яких передній кут $\gamma = 0$, затилувальний різець встановлюють на рівні центрів верстата і профіль різця приймають рівним профілю фрези, тобто профілю виробу.

Цей спосіб затилування забезпечує необхідну точність профілю і особливих розрахунків не потребує. Але для зберігання розмірів профілю фрези в процесі експлуатації, необхідно при її переточці слідкувати за радіальністю передньої поверхні зубів. У зв'язку з цим, фрези з прямими канавками з нульовим переднім кутом застосовують для фрезерування точних профілів.

Отримання точного профілю на фрезах, що мають передній кут $\gamma > 0$, спряжено з певними труднощами, і тому на практиці для цієї мети застосовують низку різних способів установки і заточки затилувального різця. При установці різця, коли передня поверхня різця горизонтальна і встановлена на висоті центрів верстата, необхідно виконувати корегування переднього кута для збереження форми фасонного профілю різальної кромки фрези.

Тому при проектуванні фрез з великими передніми кутами, необхідно виконувати додатковий розрахунок кутів для ряду заздалегідь обумовлених переточок і складати на такі фрези спеціальний паспорт.

При установці різця, коли його передня поверхня нахилена під кутом і суміщена з передньою поверхнею зуба, отримують менші зміни профілю після переточок затилованої фрези. Такі фрези

практично можна контролювати після переточок по передній поверхні тим же шаблоном, що і нову фрезу.

Список літератури

1. Грановский Г. И. Затылование зубьев фасонных фрезеров. / Г. И. Грановский «Органформация». – К.: Думка, 1934. – №9. – с.13 – 18.
2. Иноземцев Г. Г. Фрезы с измененной геометрией: статья/ Г. Г. Иноземцев; Станки и инструмент. –1961. – № 4. – с. 20 – 23.
3. Лопатин С. А. Выбор геометрических параметров затылованных фрез. Труды.: статья/ С.А. Лопатин, С.А. Салов; Лен.пол. инс-т. – Л., 1968. – №298. – с. 45 – 52.
4. Asokan, P.; Kumar, R.R.; Jeyapaul, R.; Santhi, M. Development of multi-objective optimization models for electrochemical machining process. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 2008,39, 55–63
5. Liu M, Takagi JI and Tsukuda A. Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel. J Mater Process Tech 2004; 150: 234–241.
6. Malakooti, B. Interactive on-line multi-objective optimization approach with application to metal cutting turning operation. International Journal of Production Research 1991,29 (3), 575–598.
7. Sun D. W. Research on cutting process optimization of turning Inconel 718 with ceramic tools. Harbin, China: Harbin University of Science and Technology, 2013
8. Yang J, Chen M, Chen Y, et al. Model and FEM of high-speed form turning nickel based on alloy Inconel 718. Tool Eng 2012; 7: 44–47.

4 ЗАТИЛУВАННЯ ШЛІФУВАННЯМ

4.1 Постановка задачі

Затилювання абразивним шліфувальним кругом викликано необхідністю видалення поверхневого шару матеріалу інструмента після його термічного оброблення. Результатом термічного оброблення є не тільки підвищення твердості інструментального матеріалу, але і видалення легуючих елементів з приповерхневих шарів металу, що викликає потребу в їх видаленні. Окрім того, різальні кромки фрези сформовані абразивним кругом, мають кращі різальні властивості, ніж утворені різцем.

В даному розділі ставиться задача визначити величини викривлення профілю деталі, викликаного переточкою шліфованої фрези. Для цього необхідно визначити:

- параметри затилювального інструмента (фасонного абразивного круга);
- рівняння утворюючих (твірних) задньої поверхні зуба;
- похибку профілю, як різницю векторів, що описують задню поверхню зубу фрези та траєкторію руху затилювального інструмента.

4.2 Параметри затилювального круга

Основним параметром затилювального круга є його діаметр (радіус). Під час визначення профілю затилювального круга треба мати на увазі, що його ширина буде дорівнювати ширині профілю деталі, а висота залежить від габаритних розмірів круга та задніх кутів зубу фрези.

Початковими параметрами при профілюванні затилювального круга є:

- габаритний розмір затилювального круга (зазвичай його найбільший радіус);
- задній кут зубу інструмента, що підлягає затилюванню;
- відстань розрахункової точки профілю фрези від її осі.

Розглянемо рис. 4.1 на якому зображено кінематику процесу затилювання абразивним кругом.

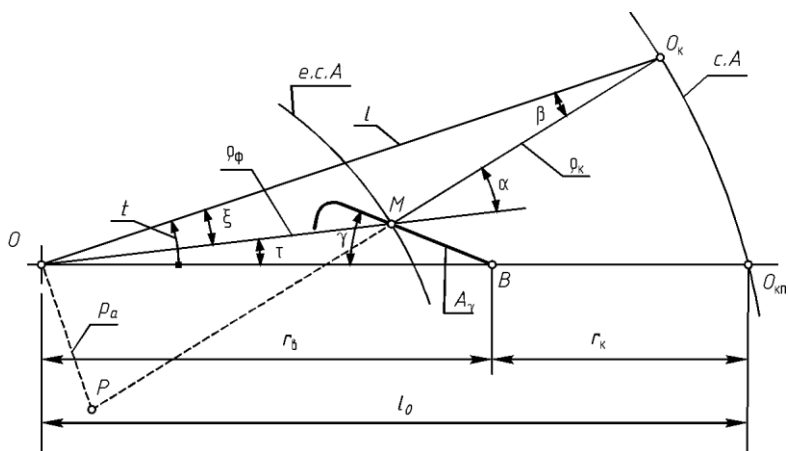


Рис. 4.1. Кінематика затилування

Параметри, що впливають на кінематичну схему затилування наступні:

- r_b – габаритний (найбільший) радіус фрези;
- r_k – розрахунковий радіус затилувального круга (радіус круга, який прийнято за початковий);
- ρ_ϕ – радіус-вектор розрахункової точки різальної кромки зубу фрези;
- ρ_k – радіус-вектор точки профілю затилувального круга;
- A_γ – передня поверхні зубу фрези у його торцевому перерізі;
- α – задній кут зубу фрези;
- γ – передній кут у розрахунковій точці зубу фрези;
- ρ_a – параметр спіралі Архімеда;
- t – змінний параметр, що визначає положення центра затилувального круга у процесі затилування;
- c.A – спіраль Архімеда, траєкторія за якою рухається центр затилувального круга в процесі затилування;
- e.c.A – еквідистанта до спіралі Архімеда.

За кінематичною теорією формоутворення нормаль \vec{n} до оброблюваної поверхні, у точці контакту інструмент/деталь, є перпендикулярною до напрямку швидкості \vec{v} різання $\vec{n} \cdot \vec{v} = 0$. Отже, задній кут α затилюваного зубу фрези можна розглядати, як кут між радіус-вектором ρ_ϕ до розрахункової точки M та нормаллю до еквідистанти спіралі Архімеда (е.с.А). Досить часто криву (е.с.А) помилково вважають за спіраль Архімеда.

Насправді вона не є спіраллю Архімеда, це еквідистанта до спіралі. Через це виникають похибки інструмента після його петречування. Адже, профіль затилювального круга є визначений за умовою контакту $\vec{n} \cdot \vec{v} = 0$ у розрахунковій точці, яка не враховує форму кривої затилювання.

Кут τ , що визначає нахил радіус-вектора ρ_ϕ визначається як:

$$\tau = \mu - \eta, \quad (4.1)$$

де

$$\cos \mu = \frac{a}{r_B}, \quad \cos \eta = \frac{a}{\rho_\phi}. \quad (4.2)$$

Параметр a є величина постійна для всіх точок різальної кромки фасонної фрези:

$$a = r_B \sin \gamma. \quad (4.3)$$

Відстань l_0 між центрами O фрези і затилювального круга $O_{кп}$ у початковий момент можливо записати як:

$$L_0 = r_k + r_\phi. \quad (4.4)$$

Радіус-вектор l , що описує положення центра O_k абразивного круга у процесі оброблення можливо записати як:

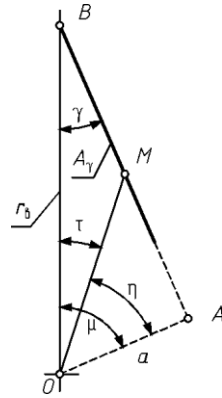


Рис. 4.2. Кути фрези

$$l = l_0 - p_a t . \quad (4.5)$$

Із трикутника OMO_k за теоремою синусів можливо записати співвідношення:

$$\frac{\rho_k}{\sin(t - \tau)} = \frac{l_0 - p_a t}{\sin(\pi - \alpha)} . \quad (4.6)$$

Звідки

$$\rho_k = \frac{(l_0 - p_a t) \sin(t - \tau)}{\sin(\pi - \alpha)} . \quad (4.7)$$

Із трикутника OPM за теоремою синусів можливо записати співвідношення:

$$\frac{\rho_\phi}{\sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta\right)} = \frac{p_a}{\sin(\beta + t - \tau)} . \quad (4.8)$$

Звідки маємо:

$$\rho_\phi = \frac{p_a \sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta\right)}{\sin(\beta + t - \tau)} , \quad (4.9)$$

де параметр β залежить від змінного параметра t та параметрів затилування:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{p_a}{l_0 - p_a t} . \quad (4.10)$$

Розв'язавши рівняння (4.7) відносно параметра t та підставивши його до (4.9) отримаємо величину радіуса ρ_k затилувального круга, що обробляє точку M різальної кромки фрези.

Треба зазначити, що рівняння (4.7) не є трансцендентним, тому вирішити його можливо тільки методом послідовного наближення. Однак, замінивши тригонометричні функції $\sin t$ та $\cos t$ наряди Маклорена

$$\sin t = t - \frac{t^3}{3!}, \quad \text{та} \quad \cos t = 1 - \frac{t^2}{2!} \quad (4.11)$$

можливо отримати степенеve рівняння:

$$0 = -p_a \frac{\cos \tau}{\sin \alpha} - \frac{1}{6} l + l_0 t^3 \frac{\cos \tau}{\sin \alpha} - l_0 \frac{\sin \tau}{\sin \alpha} + \frac{p_a \sin \tau}{t \sin \alpha} + \\ + t^2 \left(\frac{1}{6} p_a \frac{\cos \tau}{\sin \alpha} + \frac{1}{2} l_0 \frac{\sin \tau}{\sin \alpha} \right) + t \left(l_0 \frac{\cos \tau}{\sin \alpha} - \frac{1}{2} p_a \frac{\sin \tau}{\sin \alpha} \right), \quad (4.12)$$

з якого можливо визначити параметр t безпосередньо.

Іншим варіантом пошуку параметра t може бути наступний метод:

- для розрахункової точки M зубу фрези визначаємо:
 - радіус-вектор ρ_ϕ ;
 - кут τ .
- за рівнянням (4.7) для низки значень t розраховуємо низку значень радіус-вектора ρ_ϕ^p
- порівнюємо ρ_ϕ із ρ_ϕ^p та приймаємо параметр t , для якого виконується рівняння $\rho_\phi = \rho_\phi^p$ позначимо його як t^p ;
- за рівнянням (4.9) розраховуємо радіус-вектор ρ_k .

Визначений радіус-вектор ρ_k це радіус затиловочного круга, для затилювання зубу фрези у точці M . Виконавши розрахунки для всіх розрахункових точок профілю фрези, отримаємо профіль затиловочного круга.

4.3 Похибка від переточування

4.3.1 Підготовчі дії

Затилювання фрез зі шліфованим профілем здійснюється шліфувальним кругом після проведення термічної обробки. В цьому випадку спіраль Архімеда, у відносному русі, описує лише центр круга, а твірні задньої поверхні зуба фрези є сімейством кривих, еквідистантних до спіралі Архімеда.

Величини віддалення цих кривих по нормалі від спіралі Архімеда дорівнюють відповідним радіусам шліфувального круга.

Для того, щоб визначити величини викривлення профілю деталі, викликаного переточкою такої фрези, необхідно знати рівняння утворюючої задньої поверхні зуба.

Спіраль Архімеда $O_{КО} O_{KM}$ центру шліфувального круга (рис.3.1) можна представити рівнянням:

$$l = l_0 - p_a t. \quad (4.13)$$

З трикутника $O_\Phi M O_K$ за теоремою косинусів можливо записати:

$$\cos \beta = \frac{\rho_K^2 + l^2 - \rho_\Phi^2}{2\rho_K l}, \quad (4.14)$$

звідки радіус-вектор

$$\rho_\Phi = \sqrt{\rho_K^2 + l^2 - 2\rho_K l \cos \beta}. \quad (4.15)$$

Кут β можливо визначити через тангенс відношення:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{p_a}{l} = \frac{p_a}{l_0 - p_a t} \quad (4.16)$$

або

$$\cos \beta = \frac{l_0 - p_a t}{\sqrt{(l_0 - p_a t)^2 + p_a^2}}. \quad (4.17)$$

Тоді залежність (4.15) можливо переписати як:

$$\rho_\Phi = \sqrt{\rho_K^2 + l^2 - 2\rho_K l \frac{l_0 - p_a t}{\sqrt{(l_0 - p_a t)^2 + p_a^2}}}. \quad (4.18)$$

Отже, після всіх перетворень отримаємо рівняння кривої еквідистантної до спіралі Архімеда

$$\rho_{\phi} = \left((l_0 - p_a t)^2 + \rho_k^2 - 2\rho_k \frac{(l_0 - p_a t)^2}{((l_0 - p_a t)^2 + p_a^2)^{\frac{1}{2}}} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (4.19)$$

Визначимо кутові параметри кінематичної схеми за рис. 4.1.
Кут τ визначимо з залежності

$$\tau = t - \xi. \quad (4.20)$$

У свою чергу із трикутника OMO_k за теоремою синусів можливо записати:

$$\frac{\rho_k}{\sin \xi} = \frac{\rho_{\phi}}{\sin \beta}. \quad (4.21)$$

Тоді

$$\sin \xi = \frac{\rho_k}{\rho_{\phi}} \sin \beta. \quad (4.22)$$

Кут β можливо визначити через його синус:

$$\sin \beta = \frac{p_a}{(l^2 + p_a^2)^{\frac{1}{2}}} = \frac{p_a}{((l_0 - p_a t)^2 + p_a^2)^{\frac{1}{2}}}. \quad (4.23)$$

Враховуючи (4.19) та (4.23) отримаємо остаточно:

$$\begin{aligned} \sin \xi &= \\ &= \frac{\rho_k}{\left((l_0 - p_a t)^2 + \rho_k^2 - 2\rho_k \frac{(l_0 - p_a t)^2}{((l_0 - p_a t)^2 + p_a^2)^{\frac{1}{2}}} \right)^{\frac{1}{2}}} \times \\ &\times \frac{p_a}{((l_0 - p_a t)^2 + p_a^2)^{\frac{1}{2}}}. \end{aligned} \quad (4.24)$$

Після математичних перетворень можливо отримати спрощений вигляд залежності:

$$\begin{aligned} \sin \xi &= \frac{\rho_{\kappa}}{\sqrt{l^2 + \rho_{\kappa}^2 - \frac{2\rho_{\kappa}l^2}{\sqrt{l^2 + p_a^2}}}} \times \frac{p_a}{\sqrt{l^2 + p_a^2}} = \\ &= \frac{\rho_{\kappa}p_a}{\sqrt{l^2 + p_a^2} \sqrt{l^2 + \rho_{\kappa}^2 - \frac{2\rho_{\kappa}l^2}{\sqrt{l^2 + p_a^2}}}}. \end{aligned} \quad (4.25)$$

4.3.2 Похибка затилування

Остаточну похибку затилування Δ можливо визначити з векторного рівняння

$$\vec{\Delta} = (\vec{l} - \vec{\rho}_{\kappa}) - \vec{\rho}_{\phi} \quad (4.26)$$

складові, якого є:

$$\vec{l} = \begin{vmatrix} (l_0 - p_a t) \cos t \\ (l_0 - p_a t) \sin t \end{vmatrix}, \quad (4.27)$$

$$\vec{\rho}_{\phi} = \begin{vmatrix} \rho_{\phi} \cos \tau \\ \rho_{\phi} \sin \tau \end{vmatrix}, \quad (4.28)$$

$$\vec{\rho}_{\kappa} = \begin{vmatrix} \rho_{\kappa} \cos(\pi - \mu) \\ \rho_{\kappa} \sin(\pi - \mu) \end{vmatrix}. \quad (4.29)$$

Отже, абсолютну величину похибки затилування можливо визначити як $|\vec{\Delta}|$.

4.4 Висновки

Величина похибки залежить від способу переточки. Переточування фрез супроводжується збільшенням висотних розмірів вихідного профілю. Тому для вихідного профілю висотні розміри

повинні відповідати найменшим граничним розмірам. Для зберігання висоти вихідного профілю без зміни, передній кут γ в процесі переточки необхідно зменшувати.

Встановлено, що після затилування різцем зміна профілю фасонної фрези більша, ніж після затилування шліфувальним кругом. Тому для затилування фасонних фрез рекомендується використовувати шліфувальні круги.

Список літератури

1. Френкель А. Поднутрение зуба во фрезерах и метод измерения угла зазора и угла поднутрения: статья; / А. Френкель. - Станки и инструмент. -1931. - № 6. - с. 32 - 33.
2. Aguillo-Battle e. j., Cardona-Foix, S., Vnas-Sanz, C., On the design of milling cutters or grinding wheels for twist drill manufacture: A CAD approach, Proc. 25th International Machine Tool Design and Research Conference, pp 315-320, April 22-24, 1985.
3. C. Granger, Never too old to pick up milling tips, Machinery and Production Engineering, 149(3797), 16-17, 19-20,22, Jan. 1991.

5 РОЗМІРНИЙ АНАЛІЗ ЗБІРНОГО РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТА

Ускладнення форм і підвищення вимог до параметрів якості виробів машинобудування підвищує важливість застосування розмірного аналізу у процесі конструювання виробів та синтезу технологічних операцій їх виготовлення. Ігнорування цього призводить до невідповідності геометричних параметрів деталей, що були визначені у конструкторській документації та необґрунтованому збільшенню витрат на виготовлення продукту, що у свою чергу знижує його конкурентоспроможність на ринку.

Це ж стосується й сучасного різального інструмента, який характеризується сталою тенденцією до ускладнення вимог, до форми його елементів на макро- та мікро- рівнях. На відміну від простих за формою напаяних твердосплавних пластин, сучасні твердосплавні пластини для збірного різального інструмента характеризуються великим різноманіттям форм, складною геометрією поверхонь, мікрогеометрією різальної кромки.

Часто такі ускладнення призводять до того, що традиційні для машинобудування методи аналізу точності або не можуть бути застосовані, або є дуже складними для застосування. Це вказує на необхідність пошуку для аналізу точності металорізальних інструментів нових методів у царинах, суміжних з машинобудуванням, де аналогічні питання дещо раніше.

Ще одним аспектом актуальності досліджень є об'єктивна відмінність між ідеалізованими формами, визначеними на етапі конструювання та реальними формами, створеними у результаті реалізації конкретного технологічного процесу. Не зважаючи на успіхи розвитку обладнання і технологій інструментального виробництва реальні відхилення від ідеальних форм залишаються і будуть залишатись.

Також доволі очевидним аспектом повинна бути інтеграція будь-якої сучасної методики розмірного аналізу з передовими системами автоматизованого проектування.

У цьому контексті важливо систематизувати сучасний стан і перспективи застосування аналітичних методів моделювання точності складних за формою виробів, визначитись із специфікою методології для збірного різального інструмента та на прикладі перевірити можливості застосування нових підходів для сучасного різального інструмента.

5.1 Аналітичні методи моделювання точності конструкцій

5.1.1 Допуски на елементи розмірних ланцюгів

Розмірним ланцюгом називається сукупність розмірів, що безпосередньо беруть участь у розв'язанні поставленої задачі і утворюють замкнений контур²⁶.

Розмірний ланцюг – це замкнений ланцюг розмірів, які визначають точність відносного розташування осей та поверхонь однієї деталі або декількох деталей у збірному з'єднанні. Будь-який розмірний ланцюг містить одну вихідну чи замикаючу ланку. Всі інші ланки ланцюгу – складові ланки.

Прийнято класифікувати розмірні ланцюги за ознаками: сфера застосування, місцем у виробі, розташуванням ланок, характером ланок, характером взаємних зав'язків. Загальна класифікація за наведеними ознаками наведена на рис. 1.1.

За допомогою *теорії розмірних ланцюгів* розв'язують такі конструкторські, технологічні та метрологічні задачі²⁷ :

- встановлення геометричних і кінематичних зав'язків між розмірами деталей;
- розрахунок номінальних значень, відхилень та допусків розмірів ланцюгів;
- розрахунок норм точності та розробка технічних умов на машини та її складові частини;
- аналіз правильності проставлених розмірів і відхилень на робочих креслениках деталей;
- розрахунок міжопераційних розмірів, припусків і допусків, перерахунок конструкторських розмірів на технологічні операції (вибір варіанту базування);
- обґрунтування послідовності технологічних операцій при виготовленні та складанні виробів;

²⁶ Дунаев П.Ф. Расчет допусков размеров / П.Ф. Дунаев, О.П. Леликов. – М.: Машиностроение, 2001. – 304 с.

²⁷ Балакшин, Б.С. Основы технологии машиностроения / Б.С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 358 с.

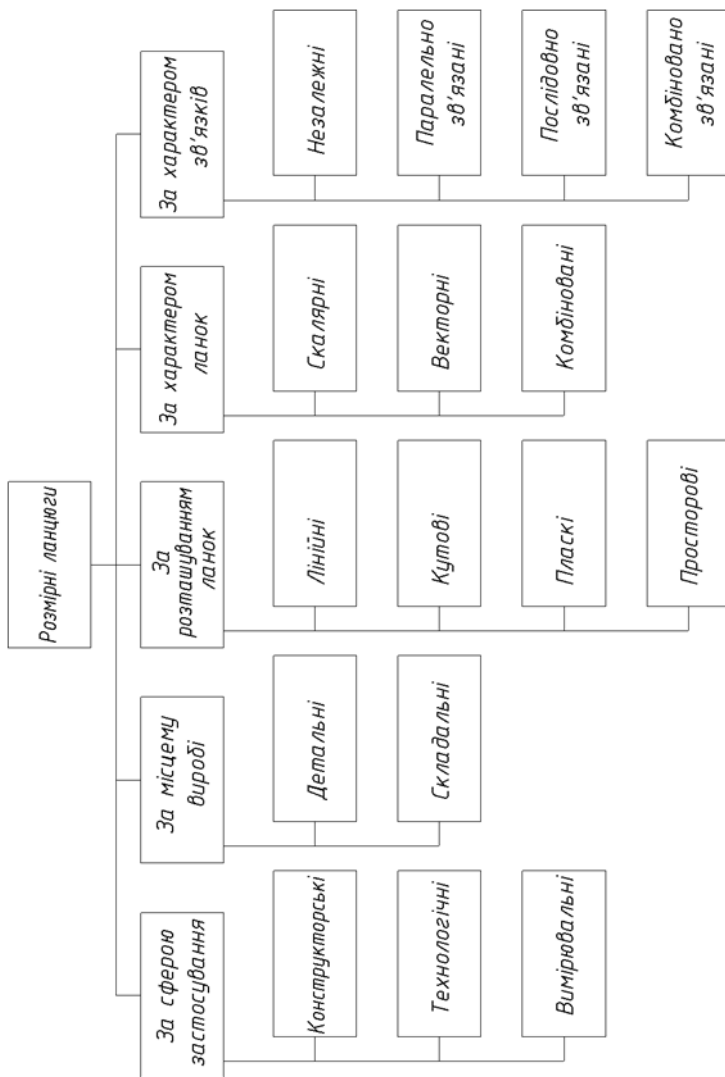


Рис. 5.1. Класифікація розмірних ланцюгів

- обґрунтування і розрахунок необхідної точності пристроїв;
- вибір засобів і методів вимірювання, розрахунок точності вимірювань.

Під час розрахунку розмірного ланцюгу вирішується пряма або обернена задача²⁸.

Пряма задача

Задача аналізу – за заданими номінальними розмірами, допуском та граничним відхиленням вихідної ланки визначити номінальні розміри, допуски та граничні відхилення складових ланок.

Обернена задача

Задача синтезу – за заданими допусками, розмірами та граничними відхиленнями складових ланок розмірного ланцюгу визначити номінальний розмір, допуск та граничне відхилення замикаючої ланки.

Існує п'ять основних методів досягнення заданої точності вихідної розмірної ланки²⁹:

- повної взаємозамінності;
- неповної взаємозамінності;
- групової взаємозамінності (селективного складання);
- приганяння;
- регулювання.

Метод повної взаємозамінності

Збірка методом повної взаємозамінності може бути здійснена, якщо допуск замикаючої ланки розраховують по граничних значеннях допуску на розміри ланок розмірного ланцюга.

Для виконання збірки методом повної взаємозамінності всі деталі, що поступають на збірку, повинні бути виготовлені в межах допусків і задовольняти технічним умовам по чистоті поверх-

²⁸ Тищенко О.Ф. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения : учеб. для студентов приборостроит. спец. вузов. / О.Ф. Тищенко, А.С. Валединский. – М.: Машиностроение, 1977. – 357 с.

²⁹ Цепи размерные. Основные положения. Методы расчета линейных и угловых цепей. РД 50-635-87. – [Введен с 1987-06-01]. — К.: Издательство стандартов, 1987. –24 с.

ні і геометричній формі. Збірка зводиться до з'єднання деталей, що сполучаються, без пригону і регулювання. При цьому необхідна точність замикаючої ланки досягається автоматично.

Для досягнення повної взаємозамінності необхідно, щоб допуски на всі деталі, включені в розмірний ланцюг, забезпечували досягнення заданої точності замикаючих ланок.

Збірка методом повної взаємозамінності характеризується тим, що деталі машини збираються забезпечуючи потрібний характер сполучення та можуть бути замінені новими без всякого пригону.

Метод повної взаємозамінності має такі характеристики:

Переваги:

- простота розрахунків;
- можливість ширшого кооперування при виготовленні виробів, їх вузлів та деталей;
- можливість точно нормувати технологічний процес у часі, що дає можливість виконувати складання поточним або автоматичним методом;
- при заміні компонентів виробів виконується без додаткових приганяльних робіт.

Недоліки:

- допуски на складові ланки виходять меншими, ніж при використанні інших методів, що негативно впливає на економічність.

Сфера застосування:

- багатосерійне та масове виробництво, при малому допуску замикаючої ланки та невеликій кількості складових ланок розмірного ланцюгу;
- для виробів, компоненти яких складаються на заводах-автоматах.

Метод неповної взаємозамінності

Суть методу неповної взаємозамінності полягає в тому, що необхідна точність замикаючої ланки досягається не у всіх виробках, а у заздалегідь обумовленої її частини при включенні в розмірний

ланцюг (або заміні в ньому) ланок без вибору, підбору або зміни їх величини.

Відмінність даного методу від методу повної взаємозамінності полягає у встановленні великих по величині допусків на ланки, що робить виготовлення деталей більш економічним. Але при цьому йдуть на ризик отримання невеликого відсотка випадків виходу погрішності замикаючої ланки розмірного ланцюга за межами встановленого допуску.

В основі даного методу лежить одне з відомих положень теорії вірогідності, за яким крайні значення всіх ланок розмірного ланцюга і їх погрішностей зустрічаються набагато рідше, ніж середні і близькі до них розміри. Внаслідок цього відсоток виробів, що мають вихід погрішностей замикаючої ланки за межі необхідного допуску, у край малий.

Ця обставина може викликати появу деякої частини виробів (визначуваною зазвичай у відсотках), похибка замикаючої ланки яких виходитиме за межі необхідного допуску.

Поява на збірці за межами встановленого конструктором допуску потребує додаткових витрат, по-перше, на їх відбракування, оскільки для цього доведеться організувати 100%-ний контроль всіх виробів, по-друге, на доведення яким-небудь чином цих відбракованих виробів до необхідної точності. Очевидно, що кількість виробів, що допускається, за межами конструкторського допуску, а отже, і ступінь розширення допусків обмежуються тільки економічною умовою: додаткові витрати не повинні перевищувати економії, отриманої в механообробленні за рахунок зниження витрат на виготовлення менш точних деталей і на збірці.

Відсоток ризику є категорією економічної. Він опосередковано визначає додаткові витрати на збірку в порівнянні з методом повної взаємозамінності. При цьому такі витрати повинні покриватися економією в технологічних процесах виготовлення деталей з ширшими допусками. Причому, чим більше ланок в розмірному ланцюзі і менше відсоток ризику, тим більше економічний ефект від використання методу неповної взаємозамінності.

У переважній більшості випадків застосування методу неповної взаємозамінності приймають відсоток ризику $[P]=0,27\%$, при якому, з достатньою для практики точністю отримують, що в полі допуску потрапляє 99,73% зібраних виробів. За такої умови непридатних виробів з'явиться 3 на 1000 і досягається достатньо високий ступінь розширення допусків ланок розмірного ланцюга.

Метод неповної взаємозамінності має таку характеристики:

Переваги:

- простота та економічність процесу складання без виконання приганяльних та регулювальних робіт;
- спрощення організації потокового складання та її автоматизації; забезпечення запасними компонентами;
- вища економічність за рахунок збільшення полів допусків.

Недоліки:

- додаткові витрати на перевірку та сортування деталей;
- ускладнення автоматичного складання і зберігання деталей до складання.

Сфера застосування:

- серійне та масове виробництва - при високій точності замикаючої ланки та відносно великій кількості складових ланок.

Метод групової взаємозамінності

Груповий підбір (селективна збірка) полягає в тому, що деталі заздалегідь сортують на групи у вужчих межах допуску, а потім збирають складальні одиниці з деталей відповідної групи. Цим і досягається висока точність сполучення.

Ефективність групового методу знижується у разі невідповідності розмірів обох деталей, що сполучаються, закону нормально-го розподілу, оскільки кількість деталей, що охоплюють, в кожній групі не відповідатиме кількості охоплюваних і частина деталей виявиться невикористаною.

Збірка додатково ускладнюється, якщо деталь підбирається одночасно по декількох розмірах.

Не дивлячись на ці недоліки і на додаткові витрати, пов'язані з організацією контрольно-вимірювального господарства, цей метод підбору залишається одним з найбільш економічних при збірці малозвенних вузлів з деталей високої точності.

Метод групової взаємозамінності має певні переваги та відповідні недоліки у порівнянні з іншими методами.

Переваги :

- можливість досягання високої точності замикаючої ланки при економічно обґрунтованих виробничих допусках розмірів складових ланок.

Недоліки :

- не досягається повна взаємозамінність;
- додаткові витрати на сортування деталей;
- ускладнення складання та зберігання деталей до складання; ускладнення постачання запасними компонентами;
- похибки форми, розташування і шорсткості поверхонь повинні відповідати заданому вихідному або груповому допуску.

Сфера застосування:

- багатосерійне (сортуються за допомогою калібрів) та масове виробництво (сортуються за допомогою автоматів) для з'єднань високої точності.

Метод приганяння

У разі великої кількості ланок розмірного ланцюга і малому допуску замикаючої ланки (зазору або натягу), необхідна для повної взаємозамінності точність виготовлення деталей може, в значній мірі, ускладнити виробництво і далеко вийти за межі економічно доцільної точності.

У таких випадках доводиться відмовлятися від повної взаємозамінності, допускаючи пригін деталей по місцю, або вводити в конструкцію механізму той або інший вид компенсатора, що дозволяє регулювати в певних межах один з розмірів.

Таке регулювання називають компенсацією, а деталь, що підбирається в розмірному ланцюзі або спеціально вводиться в ланцюг для зменшення допуску замикаючої ланки, називають компенсатором.

Метод застосування компенсаторів має ряд переваг. Наприклад, він дозволяє отримати високу точність замикаючої ланки незалежно від числа ланок і підтримувати її при експлуатації, унаслідок чого цей метод широко використовується в машинобудуванні.

Переваги:

- висока точність при збірці багатоланкових частин виробу;

Недоліки:

- підгонові операції трудомісткі і не піддаються нормуванню, унаслідок чого порушується ритмічність виробництва;
- потрібна висока кваліфікація виконавців робіт;
- збільшується час виконання складальних операцій;
- підгонка сприяє забрудненню збираних частин стружкой або абразивними матеріалами.

Сфера застосування:

- малосерійне виробництво;
- продукція із великим терміном виготовлення.

Метод регулювання

Під методом регулювання розуміється таке рішення розмірних ланцюгів при якому потрібна точність замикаючої ланки досягається зміною величини однієї із, заздалегідь намічених, ланок шляхом регулювання при обробці всіх останніх по допусках, економічно прийнятних для даних виробничих умов.

Метод регулювання є найбільш ефективним для досягнення високої точності замикаючої ланки, особливо в багатоланкових розмірних ланцюгах, тому він широко використовується при серійному і масовому виробництві точних механізмів.

Суть методу регулювання аналогічна методу пригонки за винятком способу компенсації надмірної помилки, що з'являється на замикаючій ланці в результаті розширення допусків всіх ланок.

Метод регулювання використовується застосуванням компенсуючих пристроїв передбачених у конструкції машини. Це можуть бути спеціальні механізми, установочні гвинти, клинові і тангенціальні шпонки і багато інших.

Переваги, що даються рішенням розмірних ланцюгів методом регулювання, настільки значні, що його використання в сучасному машинобудуванні набуває все більш широких масштабів.

Переваги:

- велика точність збірки;
- можливість виготовляти елементи розмірного ланцюга із збільшеними допусками.

Недоліки:

- додаткова регульовальна деталь, чи блок.

Сфера застосування:

- масове виробництво.

5.1.2 Розмірний аналіз технологічних процесів

Робота³⁰ визначає розмірний аналіз як “цілісний аналіз, здатний описати накопичення варіацій (Accumulation of Variation), накопичення помилок (Accumulation of Error), аналіз відповідності (Stack-Up Analysis) та допустимих відхилень (Tolerance Analysis)”.

Розглянемо методи за допомогою яких проводять розмірний аналіз³¹.

Метод мінімуму-максимуму (Worst-Case Method)³²

Метод максимуму-мінімуму заснований на припущенні, що на збірку поступають деталі з граничними розмірами в такому поєднанні, що в розмірному ланцюзі всі збільшуючі ланки матимуть найбільші граничні розміри, а всі що зменшують - найменші, або навпаки. В результаті цього розмір замикаючої ланки буде максимальним або мінімальним. Вірогідність такого випадку дуже мала, унаслідок чого розрахунки за цим методом приводять до великих запасів точності. Метод має великі переваги - простота, наочність, повна гарантія від браку із-за неточності замикаючої ланки, відсутність необхідності допускати при розрахунках хоч би невеликий відсоток ризику.

Основним недоліком методу є те, що отримані по цьому методу результати часто не відповідають фактичним: коли виходять з

³⁰ Gerth R. J. Computer aided tolerance analysis for improved process control / R. J. Gerth, WM. Hancock // *Computers and Industrial Engineering*. 38: p. 1-19.

³¹ Garde S. G. Connecting rod's manufacturing improvements and process planning. Tolerance chain analysis and training material / S. G. Garde. – KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, 2015.

³² Fischer R. B. Mechanical Tolerance Stackup and Analysis. Second edition / R. B. Fischer. – United States of America: CRC Press, 2011.

допуску замикаючої ланки, то допуски ланок, що становлять, виходять надмірно "жорсткими"; якщо відомі відхилення ланок, то розраховані відхилення замикаючої ланки виявляються більше фактичних. Ступінь невідповідності тим більше, чим більше ланок включає розмірний ланцюг. Таке неспівпадіння розрахункових і фактичних даних пояснюється малою вірогідністю прийнятих початкових положень, на яких заснований метод. Метод максимуму-мінімуму економічно доцільний лише для розмірних ланцюгів малої точності або для точних ланцюгів з невеликим числом ланок, що становлять. У інших випадках необхідна точність виготовлення деталей може вийти за межі не тільки економічної, але і практично досяжної точності.

Метод максимуму-мінімуму слід застосовувати для вирішення завдань аналізу і синтезу точності розмірних ланцюгів і розрахунку допусків в умовах одиничного і дрібносерійного виробництва виробів, при проектуванні одиничних пристроїв, для попередніх розрахунків допоміжного характеру і у випадках, коли недопустима навіть мала вірогідність виходу значень замикаючої ланки за допустимі межі.

При розрахунку враховуються тільки граничні відхилення складових ланок, ймовірність чого мала.

Переваги методу:

- простота, наочність, невелика трудомісткість розрахунків;
- повна гарантія відсутності браку через неточність замикаючої ланки.

Недоліки методу:

- надмірний запас точності, отримані розрахункові значення допусків часто не відповідають дійсним:
 - o якщо виходити з допуску замикаючої ланки, то допуски складових ланцюгів виходять жорсткішими,
 - o якщо виходити з допусків на складові ланки, тоді розрахований допуск вихідної ланки виходить більше заданого.

Ймовірнісний метод

У зарубіжній літературі має назву *Statistical tolerance analysis Root Sum Square (RSS) method*. Метод характеризує граничні відхилення розмірів деталі як статистичний розподіл відповідно до технології виготовлення.

Розрахунок по цьому методу застосовується, коли точність замикаючої ланки розмірного ланцюга досягається методом неповної взаємозамінності.

Суть методу полягає в тому, що деталі обробляються з широкими допусками, вигідними з погляду економічності, але що не гарантують стовідсоткового отримання заданих відхилень замикаючої ланки розмірного ланцюга.

Метод заснований на припущенні про те, що несприятливе з погляду забезпечення допуску замикаючої ланки одночасне поєднання найбільших значень збільшуючих ланок і найменших значень зменшуючих ланок в даному розмірному ланцюзі маловірогідно.

Допуски в цьому випадку встановлюють з урахуванням розсіювання розмірів. При цьому вірогідний вихід замикаючого розміру за межі допуску зазвичай приймається не більше 0,27 %.

Переваги ймовірнісного методу є повніше і об'єктивніше урахування закономірностей розподілу розмірів деталей і підсумовування похибок складових ланок. Як правило, допуски на ланки, при розрахунку з використанням ймовірнісного методу виходять значно більше, чим при розрахунку за методом максима- мінімуму (для малоланкових ланцюгів - на 30...40 %, для багатоланкових - в два рази і більш), що знижує вартість виготовлення деталей.

У теорії розмірних ланцюгів найчастіше застосовуються наступні основні закони розсіювання розмірів деталей: нормальний закон (закон Гауса), закон рівної ймовірності, закон трикутника, а також закон Максвелла і модуля різниці нормально розташованих величин.

Переваги:

- більша економічна привабливість (дешевше виготовлення деталей) через менш жорсткі допуски для кожного окремого елемента розмірного ланцюга.

Недоліки:

- необхідність використання у процесі виготовлення методів статистичного контролю продукції безпосередньо під час її виготовлення.

Метод Монте-Карло

Метод Монте-Карло полягає в ітераційній оцінці детерміністичної моделі з використанням випадкових чисел як вихідних даних³³. Випадкові числа залежать від типу статистичного розподілу, який описує їх. Випадково генеруються значення, що об'єднані через функцію збірки з метою, визначення ряду значень для варіацій збірки. За результатами розрахунків визначають математичне очікування та інші параметри, на основі яких назначають номінальне, найбільше та найменше граничне значення замикаючої ланки (деталі).

Переваги:

- більш точні оцінки, ніж у попередніх методах. Через специфіку симуляції даних, моделювання методом Монте-Карло дозволяє візуалізувати результати у вигляді графіків та визначити як вхідні дані впливають на можливі варіанти.

Недоліки:

- метод Монте-Карло повністю залежить від точності моделі – якщо модель містить невідповідності, вона буде задовольняти іншим умовам, ніж очікувалося.

Метод векторної петлі (Vector-Loop Tolerance Models)

Векторні петлі можуть бути використані для моделювання збірок³⁴. Розмірний ланцюг представляють у вигляді замкнутої петлі векторів, тобто кожна ділянка розмірного ланцюга представлена як вектор.

³³ Lin C.-Y. Study of an assembly tolerance allocation model based on Monte Carlo simulation / C.-Y. Lin, W.-H. Huang, M.-C. Jeng and J.-L. Doong // Materials Processing Technology, No 70, 1995. – pp. 1-8.

³⁴ Glancy C. G. A second-order method for assembly tolerance analysis / C. G. Glancy // ASME Design Engineering Technical Conferences, September 12-15, 1999, Las Vegas, Nevada

Отже, можливо записати розмірний ланцюг, як суму векторів, що розташовані в одній площині, а їх кінець співпадає з початком векторної системи.

Переваги:

- можливість використання для вирішення просторових розмірних ланцюгів.

Недоліки:

- необхідність використання векторного числення для просторового представлення розмірної ділянки.

Розкладання у ряд Тейлора (метод лінеаризації)

Метод розкладання у ряд Тейлора базується на методі векторної петлі і полягає у тому, що нелінійні рівняння векторної петлі лінеаризуються для аналізу. Лінеаризовані рівняння визначають, як невеликі зміни розмірів компонента, форми та контакту впливають на збірку. Використовуючи цей метод необхідно проаналізувати тільки один компонент, що входить у векторну петлю.

Переваги:

- дозволяє швидко розподілити допуски на етапах проектування об'єкту.

Недоліки:

- обмежений нормальним розподілами компонентів і не може бути застосований до нестандартних розподілів збірки;
- має проблеми при обчисленні часткових похідних
- для нелінеаризованих збірок із нестандартним розподілом відхилень лінеаризований метод не забезпечує точність.

5.1.3 Програмне забезпечення для аналізу просторових розмірних ланцюгів

Спроби формалізувати зв'язок між вимогами до точності окремих елементів з функціонуванням виробу існують від самого початку виникнення понять вимог до точності та допустимих відхилень. Ще точніше буде сказати, що виникнення вимог до точно-

сті було реакцією на необхідність забезпечити належне й тривале функціонування виробу.

Наразі для вирішення цієї проблеми створено GD&T (Geometric Dimensioning and Tolerancing) – символічну мову, що використовується у технічних креслениках і тривимірних моделях для визначення допустимого відхилення геометрії конструктивного елемента³⁵.

Мова GD&T складається з розмірів, допусків, символів, визначень, правил і угод, які можуть використовуватися, щоб точно передати функціональні вимоги для розташування, орієнтації, розміру і форми кожного конструктивного елемента конструкторської моделі.

Таким чином, GD&T – це мова, яка дає конструкторам можливість “сказати, що вони мають на увазі” щодо своїх конструкторських моделей. Далі технологи при виготовленні можуть використовувати цю мову, щоб зрозуміти конструкторські наміри, а перевірка використовує мову, щоб визначити встановлені вимоги.

Тепер, коли роль геометричних та статистичних допусків у процесах проектування нових виробів значно зросла, необхідно використовувати передові програмні продукти, які дають змогу проводити розмірний аналіз з використанням статистичних методів аналізу геометричних допусків.

Ефективне виконання конструкторських, виробничих та інспекційних заходів залежить від широкого застосування комп’ютерних інструментів для моделювання та аналізу деталей та збірок, а також моделювання процесів виробництва та складання.

Для того, щоб аналізувати геометричні відхилення вже під час проектування деталей, розроблені інструменти САТ (*Computer Aided Tolerancing*).

Ці інструменти дозволяють вирішувати різні завдання у сфері управління геометричними варіаціями, таких як уточнення допустимих відхилень, розмірний аналіз, розмірний синтез.

Наразі наявні два підходи до САТ – розробка власних модулів до універсальних систем автоматизованого проектування та розробка автономних програмних додатків з можливістю інтеграції у універсальні САПР, як сторонні модулі.

³⁵ Wikipedia. The Free Encyclopedia. [Електронний ресурс]. – Режим доступу: https://en.wikipedia.org/wiki/Geometric_dimensioning_and_tolerancing/. – Назва з екрана.

Так Autodesk, АСКОН, NX мають свої вбудовані модулі аналізу розмірних ланцюгів.

Програмний продукт AutoCAD

У програмному продукті AutoCAD³⁶ наявний модуль “Розрахунок розмірних ланцюгів”, який дозволяє використання методів максимуму-мінімуму та ймовірнісного. При ймовірнісному методі є можливість обрати один з трьох видів розсіяння (Гауса, Сімпсона, рівної ймовірності), а також задати відсоток ризику виходу вихідного розміру за межі поля допуску.

Розміри, що задіяні у розрахунку можливо вказувати на одному або декількох креслениках. Зв'язок з ними відслідковується у динаміці, а на поточний кресленик виводиться дерево, що відповідає поточному розрахунку, у цьому дереві можна створювати нові ланки, повністю видаляти гілки, редагувати розміри.

У результаті розрахунку виводиться таблиця, що містить розраховане значення номінального розміру, верхнього та нижнього граничних відхилень.

Програмний продукт КОМПАС-3D

У програмному продукті КОМПАС-3D³⁷ існує аналогічний модуль “Бібліотека розрахунку розмірних ланцюгів”. Використання цих модулів знижує трудомісткість процесу проектування, відповідає необхідності будувати розмірні схеми. Тим не менш, розрахунок точності проектованого виробу у САПР нижнього рівня полягає у автоматизації розрахунків лише плоских розмірних ланцюгів.

Програмний комплекс NX

У програмному комплексі NX³⁸ наявний модуль “Tolerance Stackup Validation” для аналізу тримірних розмірних ланцюгів та допусків. Даний модуль дає можливість швидко провести мінімальний/максимальний та статистичний аналіз полів допуску прямо

³⁶ Autodesk. Autocad [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <https://www.autodesk.eu/products/autocad/overview>. – Назва з екрана.

³⁷ КОМПАС-3D. Система трехмерного моделирования КОМПАС-3D v18 [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <https://kompas.ru/kompas-3d/about/>. – Назва з екрана.

³⁸ SIEMENS PLM. Product. NX [Електронний ресурс]. – Режим доступу: <https://www.plm.automation.siemens.com/global/en/products/nx/>. – Назва з екрана.

на моделі виробу та отримати першу оцінку збирання на початковому етапі проектування. Також є можливість провести варіаційний аналіз розмірів.

Серед спеціалізованих модулів CAT виділимо такі: CETOL 6 σ , eM-TolMate, VSA-GDT(VSA-3D), 3DCS.

Програмний модуль CETOL 6 σ

Програмний модуль CETOL 6 σ ³⁹ від компанії Sigmatrix може бути інтегрований одразу до кількох платформ автоматизованого проектування, а саме, PTC Creo, SOLIDWORKS, CATIA, NX.

Модуль спирається на тримірну геометрію збирального вузла. Всі параметри (розміри, граничні відхилення) повністю асоційовані і можуть бути змінені як у CAD-системі, до якої підключено модуль, так і у самому модулі (програмі). Окрім розмірних параметрів геометрії у розрахунках можуть брати участь допуски форми та розташування поверхонь.

Робота програмного модулю CETOL послідовно здійснюється у декілька етапів.

Етап 1

На першому етапі, виходячи з тримірної геометрії виробу, складається розмірна діаграма, яка відображає реальне розташування деталей у збірці. Розмірна діаграма містить всю інформацію, яка необхідна для розрахунку та аналізу: положення ланок розмірного ланцюга, розміри ланок розмірного ланцюга, цільову функцію розмірного ланцюга.

Далі необхідно вручну створити векторні петлі, що представляють інженерну модель, що враховують геометричні варіації та кінематичні обмеження у збірці. Існує також генератор автоматичної побудови векторної петлі, який реалізовано у графічному середовищі програми за допомогою підпрограми Modeler.

Також існує підпрограма Analyzer, що автоматично витягує векторні петлі збірних рівнянь, а потім вирішує їх у процесі вирішення задачі розмірного аналізу.

Граничні відхилення представляються у вигляді невеликих варіацій параметрів, що використовуються для опису номінальної

³⁹ CETOL 6 σ Tolerance Analysis Software [https:// www. sigmatrix.com /products/cetol-tolerance-analysis-software/](https://www.sigmatrix.com/products/cetol-tolerance-analysis-software/)

збірки. Для опису номінальної збірки використовується метод що базується на основі векторної петлі.

Етап 2

На другому етапі пропонується два основні методи для розрахунку граничних відхилень: по граничним значенням (метод мінімуму-максимуму) та статистичний аналіз (ймовірнісний метод).

У результаті розрахунку формується звіт, який містить: графік розподілення ймовірності, з якою замикаюча ланка потрапляє у заданий інтервал, характеристики даного розподілення, гістограми оцінки якості та степені впливу складових ланок розмірного ланцюга на замикаючу ланку, вихідні дані по розмірам, що до нього входять.

Програмний продукт eM-TolMate

Компанія Tecnomatix Technologies, Inc. (з 2005 року належить Siemens PLM Software) розробила програмне забезпечення eM-TolMate, яке використовується як модуль у власному програмному продукті NX, а також як сторонній модуль у таких системах, як PTC Creo та CATIA і може виконувати задачі синтезу та аналізу граничних відхилень.

Продукт eM-TolMate містить у собі декілька підпрограм: eM-gauge забезпечує 3D електронне представлення допусків, відоме як "Softgauge", для підтвердження, що визначені допуски відповідають стандартам; eM-Probe дозволяє проводити оптимізацію та перевірку інспекційних програм для верстатів з ЧПК; eM-Inspect дозволяє здійснювати перевірку та аналіз деталей на виробництві; eM-Reverse дозволяє створювати 3D-моделі CAD з фізичних деталей і виробів.

Продукт eM-TolMate використовує набір 3D точок з статистичним розподілом для представлення варіаційного класу функції граничних відхилень. Кожна характеристика деталі у збірці дискретизується, використовуючи набір точок з власним статистичним розподілом. eM-TolMate представляє недосконалу площину (за умови відхилення від планарності) як область, що обмежена двома паралельними площинами, які визначають зону граничних відхилень допуску. Зона допуску представлена чотирма кутовими точками, їх статистичним розподілом значенням відстані між ними.

Кутові точки представляють розташування площини, тобто зовнішню межу поверхні. Статистичний розподіл дає ймовірність того, що точка займає одну позицію у просторі.

Величина відстані – це відстань, між двома математичними площинами, що зв'язують реальну поверхню. Таким чином, дана програма може генерувати декілька варіантів моделі, модифікуючи функцію номінальної геометрії, у межах зони, описаної допущеними допусками, через генератор випадкових чисел.

Аналіз граничних відхилень виконується за допомогою моделювання Монте–Карло. Після виконання моделювання обчислюються статистичні параметри кожного вимірювання, а загальний діапазон варіацій зображується за допомогою гістограми.

Програмне забезпечення також може виконувати аналіз вкладників, обчислюючи, як відхилення окремих частин впливають на основні характеристики.

Програмні продукти Engineering Animation Inc

Компанією Engineering Animation Inc. створила два програмних продукти VSA-GDT та VSA-3D, що разом створюють пакет модулів, що підключаються та інтегруються з всіма зараз наявними CAD системами. VSA модулі використовують інформацію про геометрію, допусках та граничних відхиленнях з CAD моделі.

VSA-GDT присвячений перевірці правильності проставлення допусків та відхилень від форм відповідно до стандартів ANSI/ISO. У разі помилки програма видає попереджувальні повідомлення та пропонує корекційні дії, якщо у схемі GD&T є помилка. Модуль VSA-3D отримує доступ до інформації про CAD та толерантність, а також виконує аналіз та синтез граничних відхилень.

Представлення допустимих відхилень у програмі VSA аналогічне що і у eM-TolMate, оскільки ґрунтується на наборі геометричних функцій точок 3D-моделювання з статистичним розподілом. Граничні відхилення форми, розташування та розмірів виконується вручну, за винятком випадків, коли можливо використати модуль CATIA.3D FT для автоматизованого формування специфікацій. Задача аналізу граничних відхилень базується на методі моделювання Монте-Карло.

Задача синтезу граничних відхилень здійснюють зв'язуванням методу генетичної оптимізації з аналізом граничних відхилень на основі методу Монте-Карло.

Мета такого синтезу полягає у визначенні оптимального значення діапазону значень, призначених для кожного номінального

розміру, який мінімізує витрати на виробництво компонентів або зазорів, одночасно задовольняючи всі критичні розмірні та функціональні обмеження, що накладаються на конструкцію.⁴⁰

Продукт компанії Dimensional Control Systems

Компанія *Dimensional Control Systems* (DCS) розробила програмний продукт 3DCS [33] дуже схожий на eM-TolMate і VSA-3D/GDT. 3DCS повністю інтегрована у CATIA та NX. 3DCS може прийняти модель збірки з відповідною схемою допуску, створеним у цих САПР.

Порівняння передових CAT-модулів зведемо до табл. 5.1.

Крім того, допуски можна вказати безпосередньо у 3DCS. DCS підписав партнерство з *Dassault Systemes* у рамках програми САА, тому 3DCS може використовувати функціональний та розмірний модулі CATIA. 3DCS використовує симуляцію Монте-Карло у аналізі відхилень. Модуль використовує набір 3D-точок з статистичним розподілом для моделювання бажаних функцій. Він підтримує список типів розповсюдження, включаючи звичайний, рівномірний, вейбула і визначений користувачем.

Вихід кожного моделювання відбувається у вигляді статистичних результатів, які включають стандартне відхилення, відсоток від специфікації, діапазон допустимості, та гістограму, яка графічно відображає розподіл для кожного розміру у моделі.

Аналіз вітчизняних та зарубіжних джерел, підтвердив, що використання методів розмірного моделювання є актуальним і набуває все більшого значення з підвищенням складності виробів. Трудомісткість розмірного аналізу обумовила появу і розвиток ряду програм, які спрямовані на автоматизацію цього процесу.

Аналіз сучасних систем автоматизованого проектування показав, що проблема відмінності реальної геометрії від ідеалізованої при створенні електронних макетів виробів залишається, не зважаючи на те, що існує ряд модулів для вирішення цього питання.

Враховуючи всі особливості програм для розмірного аналізу, для моделювання точності складального різального інструмента виберемо модуль 3DCS, у основі якого лежить метод статистичних випробувань Монте-Карло.

⁴⁰ Wisniewsky D. M. Tolerance analysis using VSA-3D fore engine applications / D. M. Wisniewsky, P. Gomer // Geometric design tolerancing: theories, standards and applications, H.A. ElMaraghy, ed., Chapman & Hall, London. – 1998, pp, 453-464.

Табл. 5.1. Порівняння САТ-модулів

	GETOL 6σ	eM-TolMate	VSA-GDT/3D	3DCS
Представлення допустимого відхилення	Параметрична зона	3D точки з статистичним розподілом		
<i>Характеристика допустимих відхилень</i>				
характеристика типу	M	M	M	M
числова характеристика	M	M	M	M
характеристика прив'язки	M	M	M	M
Контроль GD&T				
	-	-	+	+
<i>Джерела варіації</i>				
просторова	+	+	+	+
геометрична	+	+	+	+
невеликі корекції кінематики	+	+	+	+
<i>Спрощене допущення</i>				
твердотіла геометрія	+	+	+	+
невеликі відхилення від форми	-	-	-	-
невеликі відхилення	+	-	-	-
<i>Аналіз допустимих відхилень</i>				
аналіз мін/макс	+	+	+	+
статистичний аналіз	+	+	+	+
Аналіз чутливості				
	+	+	+	+
Синтез допустимих відхилень				
	+	+	+	-
<i>Перевірка</i>				
створює процедури перевірки	-	+	+	-
погоджувальні виміри	-	-	+	+

Функціонал модуля 3DCS, у порівнянні з іншими програмними продуктами, спрощує подальший вибір зміни окремих допусків та відхилень для забезпечення точності кінцевого продукту у залежності від їх впливу на кінцевий результат вимірювання.

5.2 Підготовка об'єктів до розмірного аналізу

Наразі розвиток систем автоматизованого проектування відбувається у напрямку моделювання деталей та збірки з тривимірними допусками, а також забезпечення можливості ще на етапі геометричного проектування аналізувати виготовлення і складання виробів з урахуванням тривимірних допустимих відхилень.

Однією з ключових фундаментальних вимог для створення повнофункціональної системи автоматизованого проектування збірок є представлення допустимих відхилень номінальних розмірів і форм поверхонь деталей як невід'ємної частини математичної моделі виробу. Комп'ютерна модель виробу, яка враховує "реальну", а не "ідеальну", дозволить повністю інтегрувати всі комп'ютерні програми, які зв'язані з створенням виробу. Модуль 3DCS – передовий програмний інструмент для підготовки та проведення розмірного аналізу допустимих відхилень.

Аналіз допустимих відхилень проводиться з метою вивчення впливу різних допусків компонентів збірки на якість кінцевої збірки. Специфікації допусків контролюють такі варіативні зміни через обмеження – граничні відхилення від номінальної геометрії.

Моделювання граничних відхилень – це комп'ютерна емуляція збірки для прогнозування можливих варіацій компонентів збірки, що виникнуть у результаті їх виготовлення. Крім того, моделювання допомагає оптимізувати допуски, які забезпечують одержання певної варіації компоненту чи всієї збірки.

Процес створення та підготовки моделі до аналізу у модулі 3DCS можна розбити на такі етапи.

Етап 1

Побудова твердотілої моделі. Всі деталі, для яких необхідно провести розмірний аналіз повинні бути побудовані виключно у середовищі твердотілого моделювання. Всі геометричні частини моделі, на які будуть задані допуски повинні бути визначені у моделі. Це робиться шляхом вибору відповідних мінімальних зв'язаних геометричних елементів (точка, пряма, поверхня) – MGRE (Minimal Reference Geometric Element), які розташовані на моделі.

Комбінації описаних вище геометричних примітивів, описують спеціальні функціональні поверхні, які мають назву топологічно та технологічно пов'язаних поверхонь – TTRS (Topologically and Technologically Related Surfaces).

Етап 2

Визначення послідовності складання. Ця інформація визначає, як декілька компонентів послідовно розташовуються у збірці. у середовищі модуля 3DCS послідовність збірки описується кінематичними рухами. Такі рухи визначають, як один компонент розташовується та з'єднується з іншим компонентом у контексті збірки. Тобто, для опису позиції кожної деталі у збірці необхідно створити відповідні рухи.

Етап 3

Визначення геометричних допусків. Підпрограма 3DCS Analyst використовується для вивчення впливу геометричних допусків на зміну номінальної геометрії збірок та їх компонентів. Необхідно належним чином визначити та коректно задати геометричні допуски до відповідних елементів моделі.

Етап 4

Визначення вимірювань. Для того, щоб оцінити вплив геометричних допусків слід створити віртуальні “вимірювання” для прогнозування впливу параметрів, які нас цікавлять.

5.2.1 Представлення геометричних допусків у CAD

Під “представленням допусків” будемо розуміти те, яким чином геометричні допуски відображуються через комп'ютерне середовище проектування.

У відповідності до сучасних стандартів ISO та ANSI, геометричний допуск, що застосований до особливості деталі, створює 3D частину простору (зону допуску), де ця особливість може бути знайдена, а геометрія, розмір, положення та орієнтація цієї особливості визначається у відповідності до заданого типу геометричного допуску, показує його значення та систему базування.

Зона допуску, як правило, створюється шляхом зміщення (тобто розширенням чи стисканням для плюсового та мінусового значення допуску) номінальної границі деталі. Далі геометричний допуск визначається як сукупність геометричних атрибутів, що описують характеристики поверхонь, прикріплених до номінальної геометрії моделі.

Модуль 3DCS ґрунтується на теорії представлення допустимих відхилень TTRS. Ця схема представлення граничних відхилень є комп'ютерним аналогом моделі зсувної зони. У запропонованій моделі допуски представлені у вигляді малих зсувів реальної поверхні, від номінального положення у зоні граничних відхилень.

Переміщення твердого тіла у евклідовому просторі можна описати шляхом зсуву локальної системи координат, пов'язаної з тілом, відносно абсолютної координатної системи.

На рис. 5.2 зображено приклад розташування та орієнтації твердотілої моделі, з локальною системою координат, відносно абсолютної системи координат. Зміщення може бути записано вектором трансляції t та ортогональної матриці обертання A :

$$D = \{t, A\}, \quad (5.1)$$

Малі переміщення представляються, використовуючи торсор:

$$T_{Aj} = [u \ v \ w \ \alpha \ \beta \ \gamma]^T. \quad (5.2)$$

де u, v, w – переміщення вздовж осей x, y, z відповідно;

α, β, γ – кути повороту навколо осей x, y, z відповідно;

Тоді однорідну матрицю можна записати наступним чином.

$$D(u, v, w, \alpha, \beta, \gamma) = \begin{bmatrix} C\gamma C\beta & -S\gamma C\alpha + C\gamma S\beta S\alpha & S\gamma S\alpha + C\gamma S\beta C\alpha & u \\ S\gamma C\beta & C\gamma C\beta + S\gamma S\beta S\alpha & -C\gamma S\alpha + S\gamma S\beta C\alpha & v \\ -S\beta & C\beta S\alpha & C\beta C\alpha & w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.3)$$

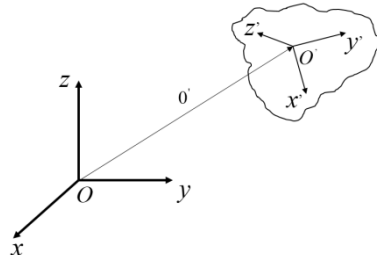


Рис. 5.2. Локальна система координат (x', y', z') твердотілої моделі відносно абсолютної системи координат x, y, z)

Ця матриця є результатом множення однорідних матриць, що описують шість елементарних переміщень. Такі матриці можуть бути пов'язані з варіативністю положень граничних допусків.

Наприклад, розглянемо вісь AB циліндричного отвору, що зображений на рис. 5.3.

У системі координат O_{xyz} всі переміщення, які можуть змусити вісь циліндра вийти із зони допуску t , представлені переміщенням вздовж осей y та z , і обертанням навколо названих вище осей.

Фактично u та α залишають відрізок AB глобально незмінним, тобто вони не впливають на діаметр циліндра у зоні допуску, якими б не були їх значення.

Щоб пряма AB залишалася у циліндричній зоні допуску, для інших параметрів існують такі обмеження⁴¹:

$$\sqrt{Y_{dA}^2 + Z_{dA}^2} \leq \frac{t}{2}, \quad \sqrt{Y_{dB}^2 + Z_{dB}^2} \leq \frac{t}{2}. \quad (5.4)$$

Де індекс d вказує на координату, що змінюється після зміщення. Для прикладу, позиція точки A після переміщення буде описуватися:

$$\begin{bmatrix} X_{dA} \\ Y_{dA} \\ Z_{dA} \\ 1_{dA} \end{bmatrix} = D \cdot \begin{bmatrix} X_A \\ Y_A \\ Z_A \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (5.5)$$

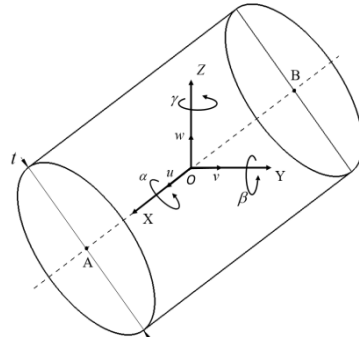


Рис. 5.3. Циліндричний отвір з локальною системою координат

⁴¹ Iannuzzi M. Tolerance optimisation using genetic algorithms: benchmarking with manual analysis / M. Iannuzzi, E. Sandgren // Proceedings of the 4th CIRP Design Seminar on Computer Aided Tolerancing, F. Kimura, ed., University of Tokyo, Tokyo, Japan, Chapman & Hall, London, 1995, pp. 217-234.

Тобто, допуски представлені у моделі як невеликі переміщення, які змінюють основну функцію поверхні, додаючи до неї деякі обмеження. Виходячи з вище описаних висновків, функція для осі циліндра з урахуванням можливих переміщень буде записано:

$$D(v, w, \beta, \gamma) = \begin{bmatrix} C\gamma C\beta & -S\gamma & C\gamma S\beta & 0 \\ S\gamma C\beta & C\gamma & S\gamma S\beta & v \\ -S\beta & 0 & C\beta & w \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.6)$$

Кожен параметр у матриці можна розглядати як мікростепені свободи, які не покидають незмінну геометрію об'єкта.

TTRS теорія описує та класифікує поверхні та визначає їх алгебраїчний запис. Модель ґрунтується на послідовних зв'язках між елементарними поверхнями. Елементарні поверхні або об'єднання декількох реальних поверхонь об'єкта класифікуються за ступенями їх інваріантності. Під інваріантністю розуміють такі переміщення та обертання, при яких геометрія залишається незмінною.

Існує 7 класів інваріантності: сферичний, плоский, циліндричний, гвинтовий, обертальний, призматичний та комбінований. Геометрія кожного з класів пов'язана та описується за допомогою MRGE), який є комбінацією простих геометричних об'єктів таких як площа, лінія та точка. Використання MRGE дозволяє спростити розташування досліджуваного об'єкта у евклідовому просторі всієї деталі.

Для опису геометрії поверхні реального об'єкту за допомогою 7 класів інваріантності нам доступні 28 різних комбінацій простих геометричних об'єктів – TTRS.

Слід зазначити що розділяють два типи TTRS: поверхні яких належать одному геометричному тілу та такі, що мають зв'язані поверхні на двох різних геометричних тілах. Останні мають назву псевдо-TTRS⁴² і використовуються для опису кінематичної пари з'єднання, яке утворено поєднанням двох поверхонь на різних геометричних тілах.

Цю інформацію використовують для того, щоб мати змогу розрахувати розподіл допуску у кінематичній парі під час проведення розмірного аналізу, тобто методологія TTRS дозволяє керувати

⁴² Clément A. A Declarative Information Model for Functional Requirements / A. Clément, A. Rivière, P. Serré, // Computer-aided Tolerancing, F. Kimura (éd.), 1996, pp. 3–16.

складом інших TTRS та їх відносним розташуванням. Фактично, це дозволяє позиціонувати та орієнтувати MRGE, використовуючи 13 геометричних обмежень між ними⁴³.

Теорія TTRS має багато переваг для геометричного моделювання, оскільки вона включає у себе як моделювання компонентів, так і їх позиціонування та орієнтацію відносно інших компонентів через розгляд зв'язків між зв'язаними поверхнями.

Методологія TTRS є базою, на основі якої створено групу стандартів GPS (*Global Product Specifications*)^{44,45}, які повністю інтегровані у середовище CATIA V5, що дозволяє конструктору описувати обмеження позиціонування за вище описаної методології⁴⁶.

Інформація про допуски у середовищі задаються як анотації за допомогою модуля FT&A (*Functional Tolerancing and Annotation*)⁴⁷ використовуючи спеціальний редактор який містить синтаксис GD&T. Математична модель FT&A також базується на методології TTRS. Для коректного задання тривимірних геометричних допусків необхідно обрати базу від якої буде проходити контроль зміни поверхні, та саму поверхню, яка буде змінюватися під впливом допуску.

⁴³ Clément A. The TTRSs : 13 Constraints for Dimensioning and Tolerancing / A. Clément, A. Rivière, P. Serré, C. Valade // *Geometric Design Tolerancing: Theories, Standards and Applications* (Hoda A. ElMaraghy ed.), Springer, 1998, pp. 122-131.

⁴⁴ ISO 17450-1:2011 – Geometrical product specifications (GPS) – General concepts – Part 1: Model for geometrical specification and verification, Standard No. ISO 17450-1, AFNOR, 2011.

⁴⁵ ISO 17450-2:2012 – Geometrical product specifications (GPS) – General concepts – Part 2: Basic tenets, specifications, operators, uncertainties and ambiguities, Standard No. ISO 17450-2, AFNOR, 2012.

⁴⁶ Anselmetti B. Quick GPS: A new CAT system for single-part tolerancing / B. Anselmetti, R. Chavanne, J.-X. Yang, N. Anwer // *Computer Aided Geometric Design*, Elsevier, 2010, <10.1016/j.cad.2010.04.006>. <hal-01239222>

⁴⁷ Gaunet D. 3D Functional Tolerancing & Annotation: CATIA tools for Geometrical Product Specification / D. Gaunet // *Geometric Product Specification and Verification: Integration of Functionality*. Bourdet P., Mathieu L. (eds). – Springer, Dordrecht (https://doi.org/10.1007/978-94-017-1691-8_3)

5.2.2 Зчитування варіацій впливу геометричних допусків

У модулі 3DCS зчитування варіацій, які змінюють номінальну геометрію під впливом геометричних допусків ґрунтується на основі варіаційної моделі. Основна ідея варіаційної моделі полягає у тому, щоб представити варіативність збірки через допуски та умови складання за допомогою параметричної математичної моделі.

Щоб створити збірку, конструктор повинен визначити номінальну форму та розміри кожного складального компонента. Потім, необхідно ідентифікувати відповідні особливості поверхні для кожного компонента і призначити їм допуски на розмір та геометрію. Кожна поверхня має свій локальний комплект баз (DRF – *Datum Reference Frame*), тоді як кожен компонент і вся збірка мають свої власні глобальні DRF. DRF це три взаємно перпендикулярні площини у Декартовій системі координат, що існують тільки у теорії та не є частинами деталі. ASME Y 14.5-2009 додає до визначення DRF позначення степенів вільності (DOF – *Degrees Of Freedom*) – переміщення X, Y, Z та обертання u, v, w. На рис. 5.4 показано розташування баз.

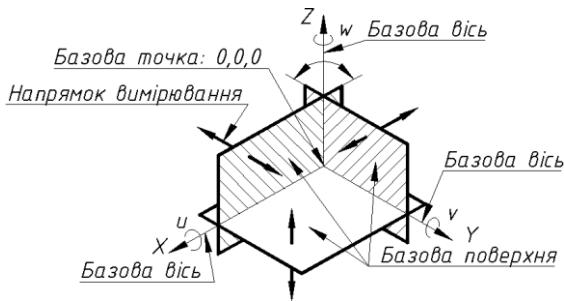


Рис. 5.4. Розташування комплекту баз

У номінальних умовах визначається однорідна матриця перетворення TN, яка ідентифікує положення DRF для поверхні відносно DRF компонента збірки. Під час виготовлення компонента, його поверхні будуть характеризуватися рототрансляційним зсувом щодо його номінального положення.

Цей зсув моделюється, щоб підсумувати повні ефекти від розмірних та геометричних варіацій, що впливають на компонент збірки, за допомогою іншої матриці: однорідної матриці перетво-

рення DT. Модель є параметричною, оскільки різні типи та кількість варіацій можуть бути змодельовані шляхом зміни параметрів матриці DT.

Після того як варіанти деталей були змодельовані, вони повинні бути складені разом. Інший набір диференційних однорідних матриць перетворення вводиться для обробки рототрансляційних відхилень для кожного з етапів складання збірки. Такі матриці називаються DA (A – assembly, складання), щоб відрізнити їх від матриць, які використовувалися для деталей. Ці матриці важко оцінити, так як вони залежать від допусків, що накладаються на деталі, що знаходяться у контакті, так і від умов складання.

Проблема оцінки диференціальної матриці проаналізована у декількох роботах. Однією з можливих стратегій вирішення такої матриці полягає у моделюванні з'єднань між деталями у контексті збірки шляхом реконструкції послідовного з'єднання поверхонь.

Коли отримано всі матриці перетворення, необхідно виразити всі поверхні у одному глобальному DRF збірки. Функціональні вимоги можна моделювати у вигляді функції:

$$FR = f(p_1, p_2, \dots, p_n) \quad (5.7)$$

де FR – функціональні вимоги до збірки;

p_1, p_2, \dots, p_n – параметри моделі;

$f(p)$ – функція складання (зазвичай не лінійна) отримана з матричних множень, описаних вище.

Ця модель може бути застосована до збірок, що включають з'єднання, які мають лінійний характер (рис. 5.5а), і з'єднань, які мають комплексний характер між частинами (рис. 5.5б), наприклад, векторна петля.

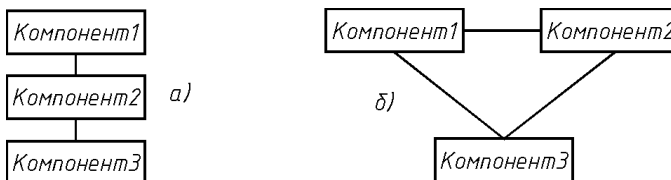


Рис. 5.5. Зображення з'єднань, які мають лінійний (а) та комплексний (б) характер

Після моделювання функцій складання, існує два методи, за допомогою яких можна їх розрахувати: метод найгіршого випадку (worst case method) та статистичний метод (Root Sum Square).

Основні етапи підготовки варіаційної моделі можна розбити на такі пункти:

Етап 1

Створити схематичне зображення збірки. Схематичне зображення являє собою спрощену схему збірки, що представляє компоненти збірки, поверхні компонентів збірки, умови з'єднання та функціональні вимоги.

Етап 2

Визначити DRF для кожної поверхні, компонентів збірки та збірки. На цьому етапі визначають локальні DRF кожної поверхні компонента збірки та загального DRF для кожного компонента збірки та загальної збірки; визначити локальні параметри та матриці диференціального однорідного перетворення.

Етап 3

Перетворення поверхонь. Як тільки відомі матриці перетворення, кожна поверхня компонента збірки перетворюється у глобальну DRF компонента збірки.

Етап 4

Створити збірку. Використовуючи схематичне зображення збірки та функції перетворених поверхонь, моделюють процес складання, тобто розраховують параметри збірки, що включені у матрицю DA.

Етап 5

Вивести рівняння функціональних вимог. Як тільки відомі параметри збірки, всі поверхні можуть бути виражені у одному глобальному DRF збірки. На цьому етапі функціональні вимоги визначаються з точки зору функцій, які можна вирішити використовуючи статистичний метод Монте-Карло.

5.2.3 Результат розмірного аналізу

Наступним після побудови збірки та вимірів для контролю можна переходити до проведення розмірного аналізу.

Метою аналізу є розуміння того, як допуски деталей та збірок впливають на характеристики точності кінцевого продукту.

У модулі 3DCS існує два основних типу результатів, які можна отримати з моделі аналізу допусків: моделювання по методу Монте-Карло та аналіз чутливості.

Моделювання методом Монте-Карло

Моделювання методом Монте-Карло передбачає визначення відсотку збірок, які не забезпечать характеристики якості. Він працює, імітуючи складання тисяч збірок використовуючи зміни TTRS поверхонь та збираючи дані для кожного варіанту збірки.

Моделювання випадковим чином змінює допуски у межах заданого діапазону для всіх елементів збірки, послідовно складає збірки, як це було визначено використовуючи кінематичні рухи, а потім проводить необхідні вимірювання. Ця послідовність повторюється попередньо задану кількість разів, щоб заповнити статистичний розподіл.

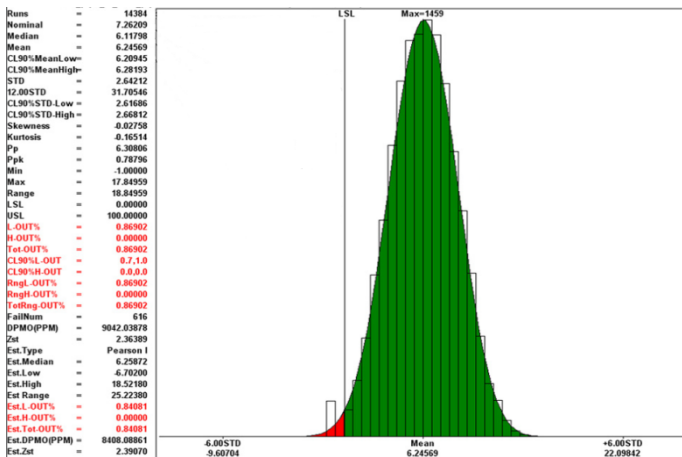


Рис. 5.6. Приклад звіту після проведення розмірного аналізу в модулі 3DCS

У результаті розмірного аналізу отримаємо звіт у вигляді гістограми та статистичні данні, які зв'язані з побудованою моделлю збірки. Гістограма показує частоту, на якій вимірюване значення повинно попадати у визначений діапазон.

Ширина гістограми представляє собою діапазон зміни цього вимірювання для всіх змодельованих збірок. Задані на етапі побудови вимірювання границі означають прийнятний діапазон виробництва. Для кожного вимірювання генерується окремий звіт. Приклад звіту представлено на рис. 5.6.

Статистичні параметри, які були отримані під час розмірного аналізу зображуються ліворуч та містять таку інформацію:

- Runs* – це фактична кількість симуляцій Монте-Карло, які були виконані у процесі побудови збірки;
- Nominal* – це величина, коли всі допуски, що пов'язані з вимірюванням відповідають їх номінальним значенням, і всі рухи виконані;
- Median* – середнє значення змодельованих даних;
- Mean* – середнє значення розсіювання, що с було генероване у процесі моделювання;
- CLnn%MeanLow* – допустимий інтервал для середнього значення, припускаючи що данні розподіляються по нормальному закону розподілення. *nn%* - величина, що набуває значення від 0% до 99%. Тобто, ми на *nn%* впевнені що середнє значення буде знаходитися посередині цих значень;
- STD* – величина стандартного відхилення, яка є статистичною мірою варіації;
- 6STD* – це значення середнього відхилення, помножене на 6. Являє собою ширину кривої нормального розподілення, яка еквівалентна 99,73% від всієї варіації.
- CLnn%STD-Low* – додатковий інтервал, у межах якого з ймовірністю *nn%* буде розташована величина стандартного відхилення;
- CLnn%STD-High*

- Skewness* – величина асиметрії гістограми, вказує на те, наскільки симетричними є дані відносного середнього значення. Чим меншим є значення, тим ближчими до симетрії є дані. Знак показує напрямок, у якому дані перекошені;
- Kurtosis* – міра того, наскільки близьким розподіл є до нормального розподілу. Чим нижче число, тим ближче дані до нормального розподілу;
- P_p* – індекс продуктивності процесу, який порівнює варіацію процесу з допустимим варіантом, який встановлюється обмеженнями *USL* та *LSL*,⁴⁸
- P_pk* – індекс продуктивності процесу, який показує нам, наскільки процес є центрованим;
- Min/Max* – мінімальне/максимальне значення вимірювання, яке генерується під час моделювання для конкретного вимірювання;
- Range* – діапазон, який утворюється різницею між максимальним та мінімальним значенням;
- LSL (Lower Specification Limit)* – нижня межа ліміту для конкретного вимірювання;
- USL (Upper specification Limit)* – верхня межа ліміту для конкретного вимірювання;
- L-OUT%* – фактичний відсоток значень вимірювань, що потрапляють у зону, яка нижче *LSL*;
- H-OUT%* – це фактичний відсоток значень вимірювань, що потрапляють у зону, яка вище *USL*;
- Tot-OUT%* – це сума відсотків *L-OUT%* та *H-OUT%*;

⁴⁸ Chase K. W. A Comprehensive System for Computer-Aided Tolerance Analysis of 2-D and 3-D Mechanical Assemblies / K. W. Chase, Magleby S. P., Glancy C. G. // Proceedings of the 5th CIRP Seminar on Computer-Aided Tolerancing, Toronto, Ontario, April 28-29, 1997.

- CLnn%L-OUT* – довірчі інтервали для L-OUT% та H-OUT% відповідно;
CLnn%H-OUT
- RngL-OUT* – фактичний відсоток статистичних значень вимірювань, які знаходяться між *LSL* та $-3STD$;
- RngH-OUT* – фактичний відсоток статистичних значень вимірювань, які знаходяться між *ULS* та $+3STD$;
- DPMO(PPM)* – кількість дефектів на мільйон. Очікується, що деякі вироби з мільйону будуть виходити за границі допустимих значень на основі розрахованого середнього значення та стандартного відхилення.
- Est.Type* – функція підбору кривої вибирає криву розподілення, яка найкращим чином відповідає набору даних. Існує сім можливих варіантів кривих: константа, мін-макс, нормальна та Пірсона (4 типи);
- Est.Median* – медіана оцінюється за допомогою підбору кривої;
- Est.Low* – для нормальної кривої та кривої Пірсона ймовірний мінімум обрано таким чином, щоб 0.135% площі під кривою знаходилися у нижній частині хвоста;
- Est.High* – для нормальної кривої та кривої Пірсона ймовірний максимум обрано таким чином, щоб 0.135% площі під кривою знаходилися у верхній частині хвоста;
- Est.Range* – ймовірнісний діапазон є різницею між *Est.High* та *Est.Low*. У випадку Нормальної кривої цей діапазон відповідає $\pm 3\sigma$ інтервалу;
- Est.L-OUT%* – це відсоток оціночної кривої, що нижче нижньої межі ліміту
- Est.H-OUT%* – це відсоток оціночної кривої, що вище верхньої межі ліміту;

Est.DPMO(PPM) – кількість дефектних виробів на мільйон, розраховане з кривої відповідності.

Для того, щоб отримати коректні результати аналізу, необхідно звернути увагу на таке:

Рухи. Завжди повинні бути визначені як мінімум на один рівень вище деталі чи підзбірки, до яких задаються рухи;

Граничні відхилення. Використовуються на рівні компонента збірки. Допуски, які були використані для всієї збірки не зчитуються модулем;

Вимірювання. Можуть бути розташовані у будь-якому місті у дереві побудови збірки. Вимірювання будуть відслідковувати зміни тільки на тому рівні, на якому були побудовані, тобто якщо вимірювання були побудовані на рівні деталі, тоді вони будуть відслідковувати варіації від допусків тільки на рівні деталі. Визначення вимірювання на рівні кінцевої збірки буде зчитувати допуски деталі та зміни у збірці, які викликані кінематичними рухами що імітують процес складання.

Аналіз чутливості

Аналіз чутливості репрезентує інформацію стосовно оптимізації моделі.

Під час виконання команди "*Sensitivity*" створюється звіт, який містить інформацію про те, як геометричні допуски компонентів збірки впливають на вимірювання. Він працює, змінюючи індивідуальний допуск у середнє, найменше та найбільше значення, але залишаючи інші допуски у моделі на їх номінальних значеннях.

Цей процес повторюється для всіх допусків всіх компонентів збірки. Коли конкретний допуск змінюється, і його зміна призводить до збільшення значення вимірювання, вимірювання вважається більш чутливим до цього конкретного допуску. Приклад звіту наведено на рис. 5.7.

Аналіз чутливості перераховує елементи вкладників у порядку спадання. Зміна допуску у верхній частині списку буде мати більший вплив на вимірювання, ніж зміна допуску у нижній частині списку. Слід пам'ятати, що допуск може мати невеликий вклад у одне вимірювання, його вплив на інші вимірювання може бути більшим.



Рис. 5.7. Приклад звіту аналізу чутливості

Детальний опис кожного з вихідних параметрів у звіті наведено нижче:

- Index* – номер індексу кожного компонента вкладника, починаючи з 1. Індекси проставляються у порядку спадання у залежності від величини впливу геометричного допуску елементів вкладників;
- Tolerance* – відображає імена, присвоєні допускам у моделі, які сприяють вимірюванню;
- Point* – відображаються імена, присвоєні точкам допуску;
- Part* – відображаються імена, призначені для частин у моделі збірки, що містять допуски, які сприяють вимірюванням;
- Range* – діапазон варіацій, що відносяться до допусків у моделі збірки. Символ “C” – вказує на зазор отвору та штифта чи штифта та паза, “M” – вказує значення величини допуску;
- Linearity* – розраховує відсоток лінійного вкладу для кожного фактору, вказуючи вкладників, які мають нелінійний вплив на вимірювання;
- Contribution* – відсоткова величина, яка показує вплив допусків, які сприяють зміні виміру.

Враховуючи описану інформацію стосовного методики побудови тривимірної геометрії, визначення просторових геометричних допусків, етапи розподілу процесу зчитування варіацій геометричної моделі під впливом допуску, визначення кінематичних рухів для опису процесу складання збірки, інформації у звіті розмірного аналізу, можна рекомендувати таку послідовність дій підготовки збірки різального інструмента до проведення розмірного аналізу.

Алгоритм проведення розмірного аналізу у 3DCS:

Етап 1

Чітко визначити число, місцеположення, номінальні та збиральні специфікації об'єктів збірки та вимірів, які необхідно проаналізувати.

Етап 2

Визначити кількість збірок, компонентів збірок.

Етап 3

Завантажити відповідні збірки чи компоненти збірки у програмне забезпечення 3DCS.

Етап 4

Створити дерево збірки продукту у відповідності з технологічним процесом складання.

Етап 5

Визначити функціональні особливості кожного компонента збірки та їх відношення до інших компонентів збірки.

Етап 6

Створити відповідні кінематичні рухи для кожного елемента збірки у відповідності до технологічного процесу складання.

Етап 7

Візуально перевірити поведінку кожного компонента збірки за допомогою модуля, що відповідає за відображення анімації рухів та переконатись у їх коректності.

Етап 8

Визначити допуски на кожний компонент збірки за допомогою мови GD&T або є допуски на функціональні поверхні, відносно яких будуть проводитися вимірювання.

Етап 9

Візуально перевірити поведінку заданих допусків на компоненти збірки за допомогою модуля, що відповідає за анімацію поверхонь, на які були встановлені допуски.

Етап 10

Створити індивідуальні вимірювання для кожного елемента, зміну значення якого слід дослідити.

Етап 11

Створити вимірювання між досліджуваними компонентами збірки та компонентами для яких було задано кінематичні рухи.

Етап 12

Побудувати кінцевий варіант збірки. Компоненти збірки повинні бути розташовані у попередньо визначених місцях. Перевірити чи всі допуски правильно назначені та коректно зчитуються програмою.

Етап 13

Візуально перевірити всі номінальні та векторні напрямлення вимірів.

Етап 14

Візуально перевірити поведінку всіх функціональних поверхонь на рівнях компонентів збірки та на рівні загальної збірки, перевірити їх напрямки руху.

Етап 15

Запустити моделювання розмірного аналізу за методом Монте-Карло.

Етап 16

Провести аналіз отриманого графіка нормального розподілення допустимого відхилення.

Етап 17

Виконати аналіз чутливості HLM та оцінити вплив елементів-вкладників на загальний результат.

Етап 18

Створити звіт, який буде містити всі припущення, котрі були використані у моделі 3DCS.

5.3 Побудова моделі дослідження та аналіз отриманих результатів

5.3.1 Визначення досліджуваних параметрів

Для дослідження було обрану фрезу кінцеву ASX400R504S32⁴⁹ зі змінними ріжзальними пластинами. Відповідно до каталогу фреза, у залежності від обраного комплекту змінних пластин, може використовуватися для фінішної та чорнової обробки легких сплавів, вуглецевої сталі, легованої сталі, нержавіючої сталі та загартованої сталі.

На етапі проектування інструмента необхідні параметри точності назначаються на положення різальної кромки (її вершини) відносно поверхонь інструмента, якими той базується на верстаті.

Похибка положення різальної кромки складається з похибки металорізальної пластини, опорної пластини, похибки виготовлення пазу під металорізальну пластину та похибок елементів з'єднання пластини до корпусу.

Точність конструктивних елементів фрези назначається у відповідності до стандартів. Чим жорсткіші умови обробки та чим вищі вимоги до точності оброблюваної деталі, тим меншими повинні бути величини радіального та торцевого биття.

Оскільки величини допусків на радіальне та торцеве биття визначають працездатність металорізального осьового інструмента у даній роботі, за допомогою модуля розрахунку граничних відхилень 3DCS проведемо дослідження цих ключових параметрів.

5.3.2 Побудова моделі збірки для дослідження геометричних параметрів

Об'єкти збірки та вимірів

Конструктивні елементи фрези кінцевої ASX400R504S32 представлено на рис. 5.8. Збірка фрези складається з корпусу, чотирьох різальних пластин і опорних пластин, та з чотирьох опорних гвинтів і притискних гвинтів.

⁴⁹ Mitsubishi Materials. End Mills. ASX400. ASX400R504S32 [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://www.mitsubishi-carbide.net/mht/enuk/end_mills/10000366/20066766 – Назва з екрана

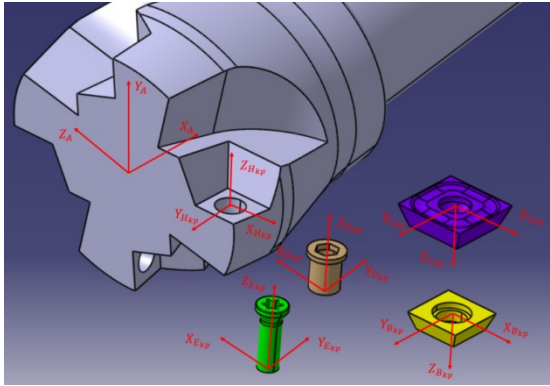


Рис. 5.8. Конструктивні елементи фрези ASX400R504S32

Кожен конструктивний елемент має свою локальну систему координат, а саме:

- корпус фрези (X_A, Y_A, Z_A),
- пластина опорна ($X_{Bкр}, Y_{Bкр}, Z_{Bкр}$),
- гвинт пластини опорної ($X_{Dкр}, Y_{Dкр}, Z_{Dкр}$),
- пластина твердосплавна різальна ($X_{Cкр}, Y_{Cкр}, Z_{Cкр}$),
- гвинт притискний ($X_{Eкр}, Y_{Eкр}, Z_{Eкр}$).

Також слід розглянути отвір у корпусі ($X_{Hкр}, Y_{Hкр}, Z_{Hкр}$), оскільки цей конструктивний елемент має суттєвий вплив на орієнтацію різальної кромки пластини. Відповідно допуск на розташування та положення отвору під кріплення пластинки у корпусі має вплив на величину радіального та торцевого биття.

Так як процес різання здійснюється безпосередньо різальною кромкою твердосплавної пластини, то цей елемент і є основним, а розташування інших компонентів слід задавати щодо неї за допомогою відповідних матриць переходу DT.

Всі конструктивні елементи збірки будуть зорієнтовані у відповідності до схеми, яка представлена на рис. 5.9.

На цьому етапі поки не можливо дати відповідь на питання скільки необхідно побудувати вимірів, але точно знаємо, що будемо вимірювати радіальне биття інструмента, повне торцеве та повне радіальне. Також необхідно виміряти діаметр різального інструмента.

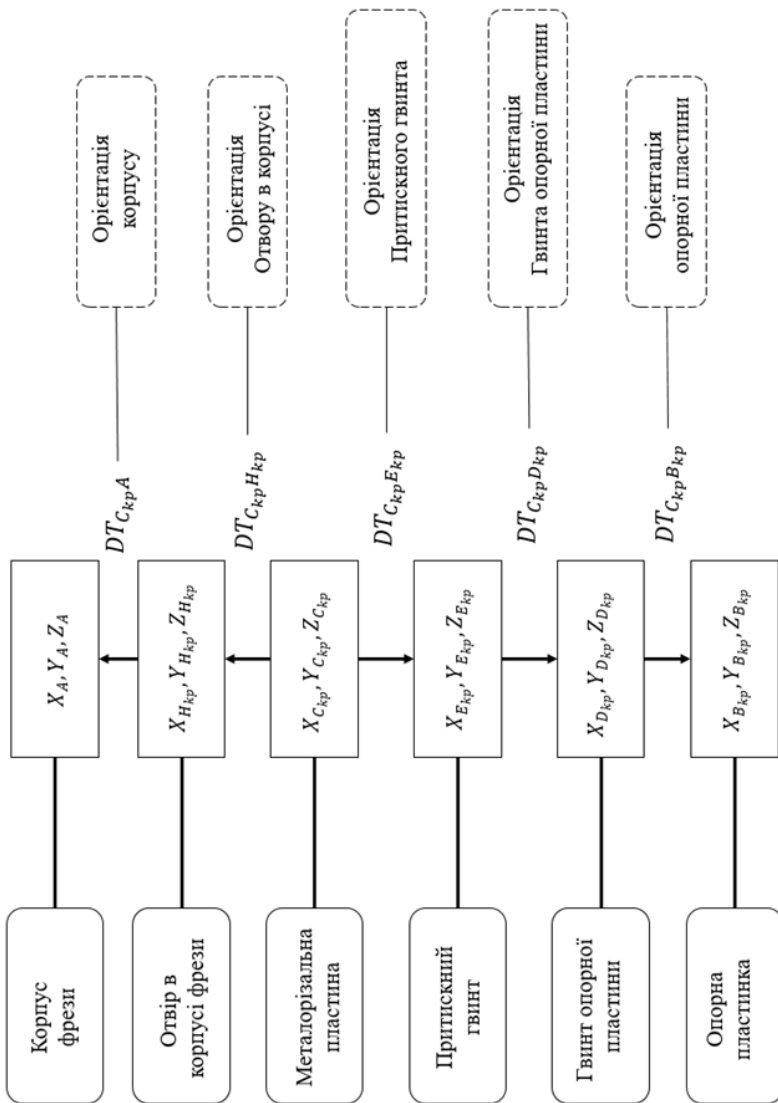


Рис. 5.9. Орієнтування компонентів збірки

Визначення кількості збірок та компонентів збірок

Виходячи з власного досвіду використання модуля 3DCS, дерево побудови збірки буде мати вигляд, що зображено на рис. 5.10.

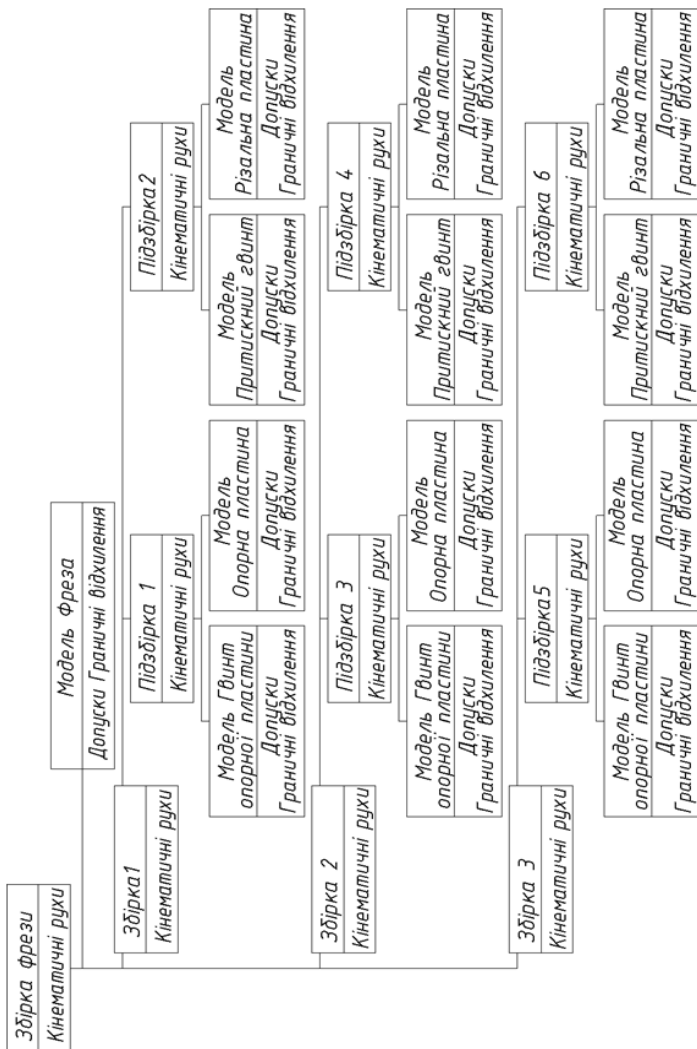


Рис. 5.10. Структура дерева збірки

В одному з наступних пунктів алгоритму, необхідно буде задати кінематичні рухи для компонентів збірки. Як зазначалося раніше, такі рухи повторюють процес складання збірки на виробництві. При заданні рухів у випадку коли дерево збірки не містить підзбірки, існує велика ймовірність того, що компоненти, які виконують рухи будуть визначені невірно. Це призведе до помилкового кінцевого результату.

Також при великій кількості заданих рухів, при перевірці їх впливу можливий неочікуваний результат анімації, тобто рухи призводять до некоректних варіантів розташування компонентів для яких не було задано ніяких переміщень. Таку ситуацію можна пояснити лише системною помилкою програми. Існує декілька шляхів вирішення: у панелі визначення рухів відключити зчитування DOF або зафіксувати такі компоненти “якорем”. Застосування таких вирішень призведе до помилкового результату або збірка не складеться.



Рис. 5.11. Дерево збірки реалізоване у CATIA V5-6 R27

Далі створюємо збірку відповідно до дерева (рис. 10). На рис. 5.11 наведено реалізовану у середовищі 3DCS дерево збірки, а на рис. 5.12 побудовану збірку фрези, перед визначенням кінематичних рухів. Визначаємо функціональні особливості компонентів збірки. За допомогою підпрограми, яка відповідає за анімацію рухів, перевіряємо поведінку компонентів, на які було задано рухи

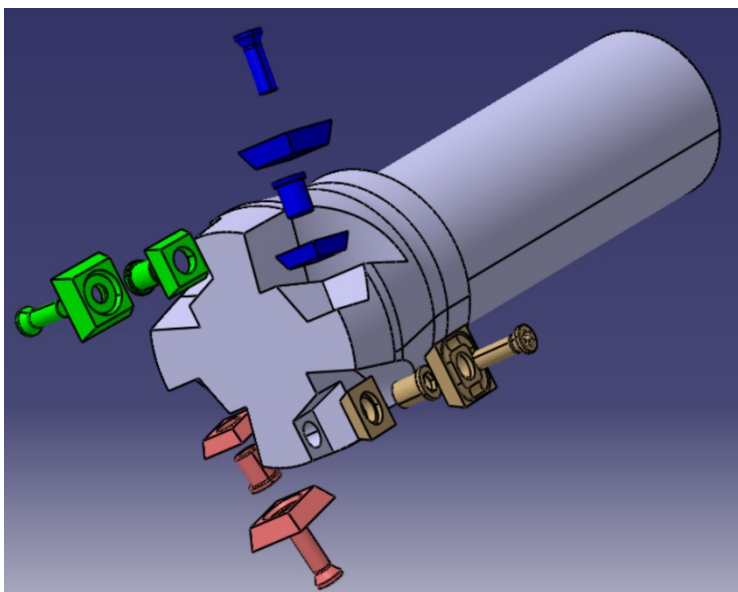


Рис. 5.12. Збірка фрези перед відправкою у модуль 3DCS

Визначення допусків на компоненти збірки мовою GD&T

Виходячи з того, яким чином компоненти взаємодіють у контексті збірки та які функціональні обов'язки виконують ці компоненти назначаємо допуски та граничні відхилення. Допуски та відхилення задаються на 3D-модель у програмі CATIA V5-6 R27 у модулі “*Functional Tolerancing & Annotations*” використовуючи семантичну підпрограму “*Tolerancing Advisor*”.

Такий підхід до задання допусків та граничних відхилень створить на 3D-моделі взаємозв'язки між поверхнями у залежності від обраних баз та заданих відносно цих баз допусків та відхи-

лень. Також використання такого підходу дозволить модулю 3DCS коректно зчитати відхилення.

Побудова взаємозв'язків між поверхнями у семантичній підпрограмі "Tolerancing Advisor" ґрунтується на методології TTRS.

Розташування компонентів збірки в перерізі по осьовій лінії показано на рис. 5.13.

Далі наведена послідовність компоненти збірки (рис. 5.14...5.18), для яких було задано допуски та граничні відхилення.

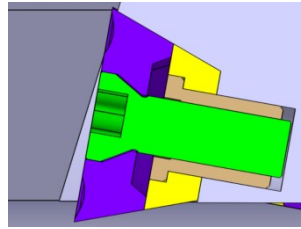


Рис. 5.13. Розташування компонентів збірки у перерізі

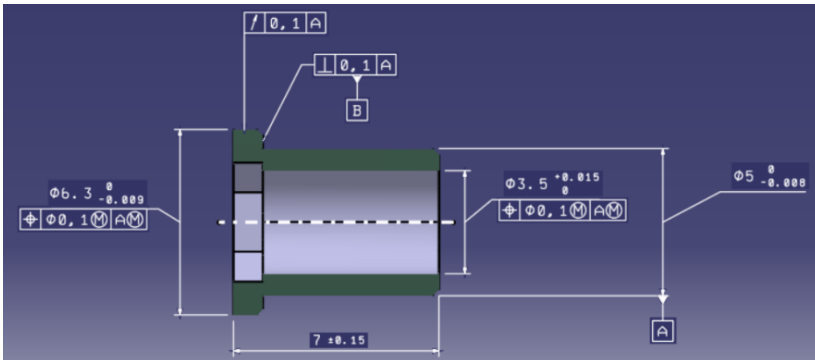


Рис. 5.14. Гвинт опорної пластини з зображенням допусків та граничних відхилень

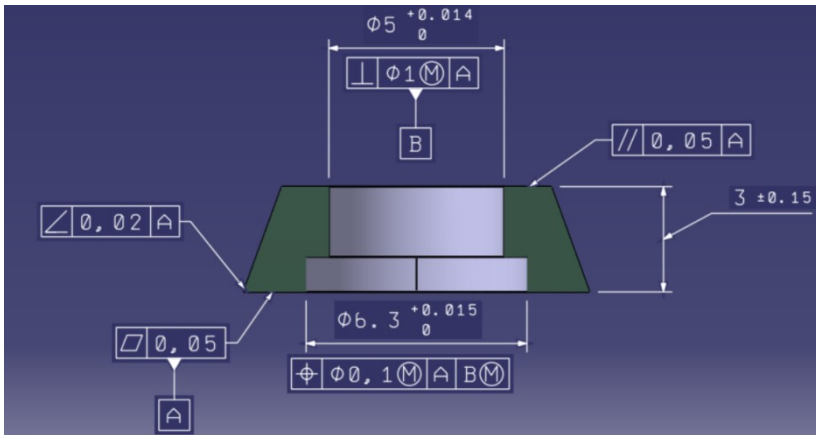


Рис. 5.15. Опорна пластина з зображенням допусків та граничних відхилень

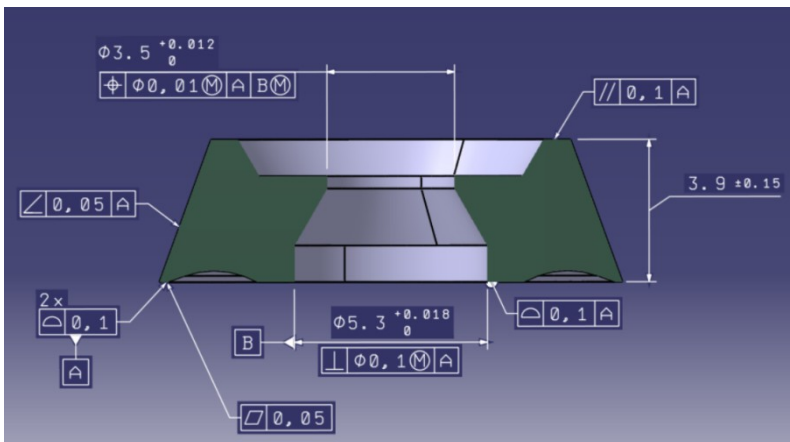


Рис. 5.16. Притискний гвинт з зображенням допусків та граничних відхилень

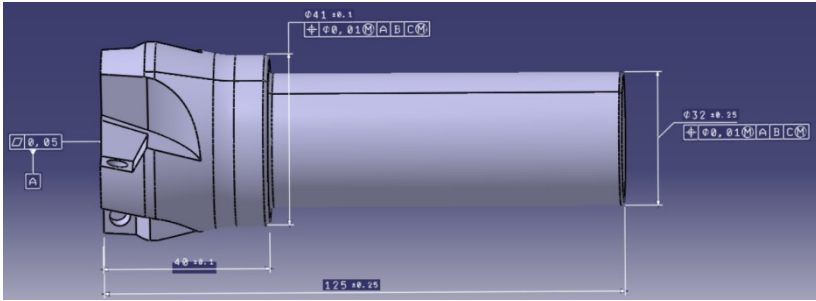


Рис. 5.17. Металорізальна пластина з зображенням допусків та граничних відхилень

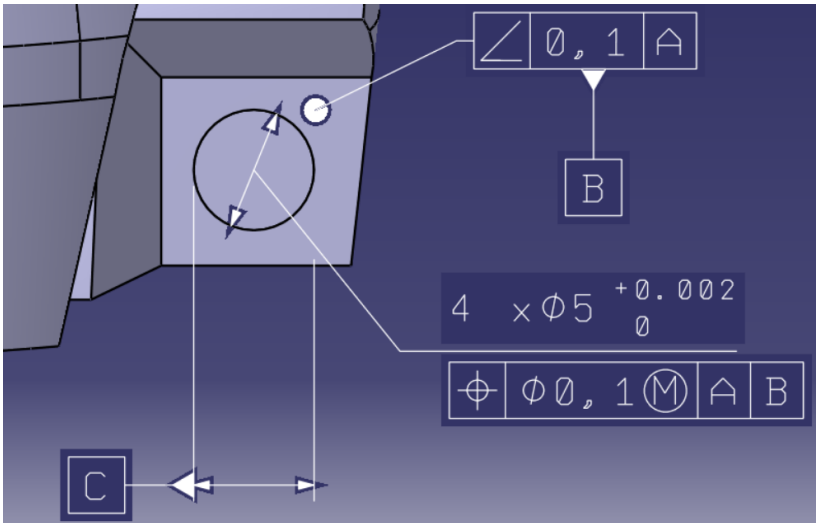


Рис. 5.18. Корпус фрези з зображенням допусків та граничних відхилень

Після задання допусків та відхилень необхідно провести у середовищі модуля 3DCS симуляцію їх впливу на зміну геометрії деталі.

Визначення вимірювань

Вимірювання зовнішнього діаметра фрези

Поле допуску зовнішнього діаметра фрези не повинно бути більшим за J_s14 , тобто $50 \pm 0,30$ мм. Для фрез підвищеної точності – J_s9 , тобто $50 \pm 0,03$ мм.

Побудуємо декілька варіантів вимірювання.

Варіант перший

Вимірювання між вершинами різальної пластини на протилежних сторонах, тобто з'єднати дві протилежні крайні точки фрези. Результати вимірювання будуть мати верхню та нижню границі $\pm 0,03$ мм відповідно.

Варіант другий

Вимірювання між різальними кромками пластини на протилежних сторонах, тобто з'єднати дві протилежні різальні кромки фрези. у результаті два вимірювання будуть мати верхню та нижню границі $\pm 0,03$ мм відповідно.

Всього буде побудовано 8 вимірювань. Схему проведення вимірювання показано на рис. 5.19.

У середовищі модуля 3DCS для першого варіанту дослідження будемо використовувати вимірювання відстані типу "Point - Point". у діалоговому вікні побудови вимірювання яке показано на рис. 5.20, необхідно задати точки між якими будемо проводити дослідження.

У розділі "Direction" необхідно визначити напрямок вимірювання за допомогою векторів та тип проєкції вектору – у нашому випадку проєкція вектору на площину, перпендикулярній осі інструмента. Також необхідно задати граничні межі вимірювання.

Для другого варіанту дослідження обрано тип вимірювання "Feat Derived". Всі параметри дослідження аналогічні першому варіанту, окрім того, що необхідно обрати лінії, між якими необхідно

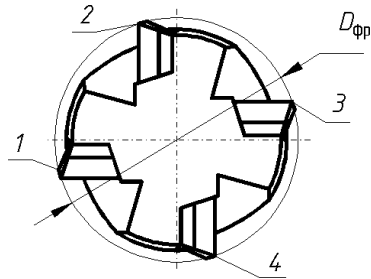


Рис. 5.19. Схематичне зображення вимірювання зовнішнього діаметру фрези

побудувати вимірювання. Діалогове вікно визначення параметрів вимірювання показано на рис. 5.21.

Point Distance Measure In READY_TO_ANALYSIS (Вимірювання_зовнішнього_діаметра_між_точкам... X

Name: діаметра_між_точками_1_та_3(js14) Active As Output

Description: овнішнього діаметра між точками 1 та 3(js14)

Measure Type: Point-Point

Features:

From: Feature Add1 1 CUTTING_PLAN... To: Feature Add2 1 CUTTING_PLAN...

Add All

Direction:

Dir. Index: Dir#1 Dir. No: 1 Dir. Mode: Projected on Plane

Dir. Type: Type In

I: 0

J: 1

K: 0

Specification Limits:

Upper Spec: 0,3mm Spec. Mode: Current Scale: 1

Lower Spec: -0,3mm Absolute 49,99993698mm Related List: None

Relative

Features Direction Summary Save View View Add Note

Рис. 5.20. Діалогове вікно побудови вимірювання у модулі 3DCS

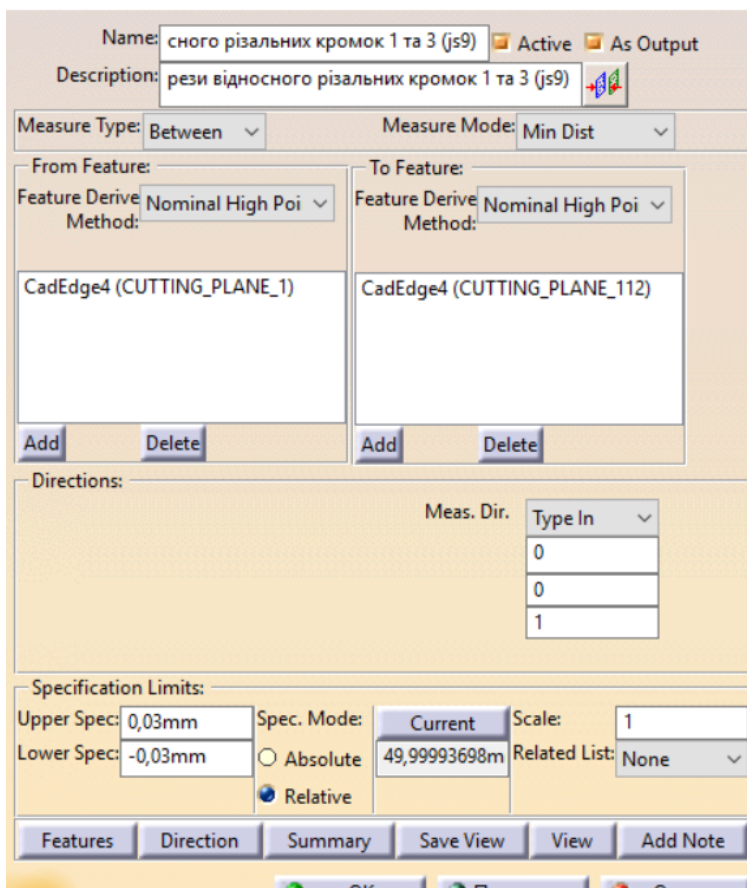


Рис. 5.21. Діалогове вікно визначення параметрів вимірювання зовнішнього діаметра між різальними кромками фрези

Вимірювання радіального биття фрези

Основний функціонал проведення вимірювання у модуль 3DCS не має окремої команди визначення радіального биття. На сайті

спільноти користувачів модуля 3DCS⁵⁰, викладено програмний код, який написано для вирішення цієї проблеми. Даний код підключається до модуля, через командну строку, після чого у діалоговому вікні вибору типу вимірювання додається новий тип "Circular runout".

Нажаль програмний код був написаний для використання у новішій версії модуля, а підключення до старших версій відсутнє.

Вимірювання повного радіального биття

Допуск радіального биття різальних кромek фрез, виміряний перпендикулярно до них, відносно осі хвостовика 0.05 мм.

Згідно з визначенням, поле допуску повного радіального биття – область у просторі Δ , яка обмежена двома циліндрами, вісь яких збігається з базовою віссю, а бічні поверхні розташовані одна від одної на відстані, рівній допуску повного радіального биття.

Дослідження повного радіального биття буде виконуватися за схемою, що зображено на рис. 5.22.

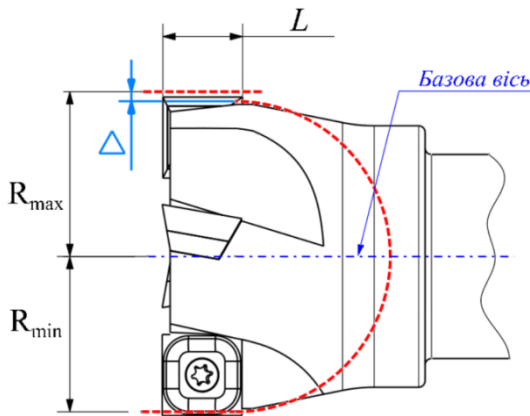


Рис. 5.22. Схематичне зображення вимірювання повного радіального биття фрези

⁵⁰ DCS community [електронний ресурс] – Режим доступу <https://community.3dcs.com>, тільки для авторизованих користувачів.

Повне радіальне биття є результатом спільного впливу відхилення від циліндричності досліджуваної поверхні та відхилення від її співвісності відносно базової осі.

Перед побудовою самого вимірювання необхідно на кромці пластинки у середовищі модуля ЗСДС побудувати точки, що асоційовані з TTRS поверхонь, перетин яких утворює різальну кромку. Кожна точка буде змінювати своє положення та орієнтацію у просторі від заданих граничних відхилень та допусків на поверхні пластини, перетин яких утворює кромку.

На рис. 5.23 показано побудовані на перетині TTRS поверхонь точки.

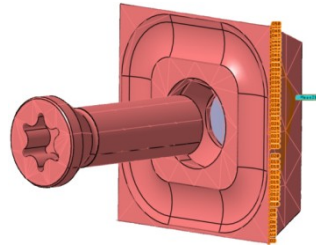


Рис. 5.23. Точки на перетині TTRS поверхонь

Для дослідження повного радіального биття побудуємо вимірювання для кожної пластини.

У діалоговому вікні побудови вимірювання повного радіального биття, яке показано на рис. 5.24, необхідно ввести дані для досліді у наступному порядку:

1. Вибрати тип вимірювання – “*Total Runout*”.
2. У розділі “*Group 1*” першим необхідно задати точку на базовій осі або саму базову вісь. Далі необхідно послідовно обрати всі точки, які було побудовано на кромці (рис. 5.23).
3. Напрямок вектору вимірювання визначається автоматично (також можливе визначення вручну). Вектор зв’язаний з базовою віссю, та перпендикулярний до ділянки кромки;
4. Задати граничні відхилення вимірювання.

У результаті проведення аналізу, ми отримаємо діапазон “*Range*” між двома найбільш віддаленими точками при вимірюванні вздовж базової осі.

Вимірювання повного торцевого биття

Допуск торцевого биття варіюється у межах від 0,03 до 0,06 мм у залежності від класу точності пластини.

Поле допуску повного торцевого биття – область у просторі, яка обмежена двома паралельними площинами, які розташовані одна від одної на відстані, рівній допуску повного торцевого биття Δ , та перпендикулярні до базової осі.

Рис. 5.24. Діалогове вікно побудови вимірювання повного радіального биття

Повне торцеве биття є результатом спільного впливу відхилення від площинності досліджуваної поверхні та відхилення від її перпендикулярності відносно базової осі.

Дослідження повного торцевого биття буде виконуватися за схемою, що зображено на рис. 5.25.

По аналогії з дослідженням повного радіального биття, побудуємо поле точок на кромці пластини. Точки також повинні бути асоційовані до утворюючих кромку поверхонь TTRS.

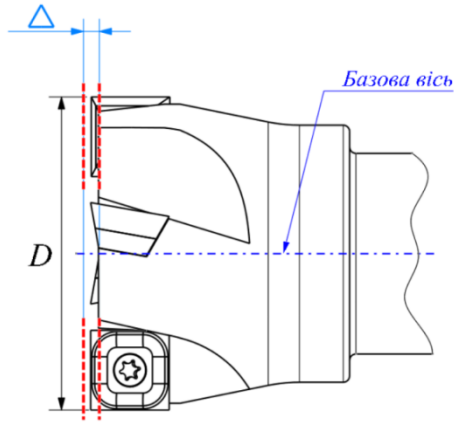


Рис. 5.25. Схематичне зображення проведення вимірювання повного торцевого биття фрези

Для дослідження повного торцевого биття побудуємо вимірювання для кожної пластини.

Діалогове вікно побудови вимірювання повного торцевого биття буде та послідовність введення даних для дослідження буде аналогічним побудові вимірювання повного радіального биття [див. рис. 5.24] за виключенням побудови напрямку вимірювання: направлення вектору повинне бути перпендикулярним до базової осі та проходити через вершину різальної кромки.

Після побудови необхідних вимірів переходимо до проведення аналізу.

5.3.3 Аналіз результатів дослідження

Зовнішній діаметр фрези

Розглянемо результати впливу допусків та граничних відхилень компонентів збірного інструмента на величину зовнішнього діаметра фрези. На рис. 5.26 показано звіт вимірювання зовнішнього діаметра фрези між крайніми точками різальних пластин вершинами 1 та 3.

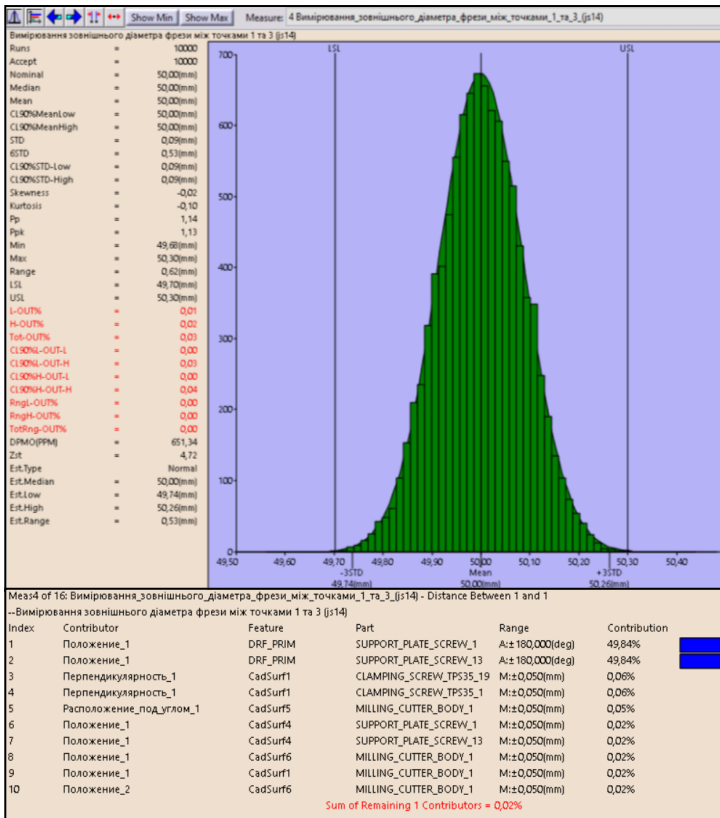


Рис. 5.26. Результат дослідження впливу компонентів збірного інструмента на величину зовнішнього діаметра фрези, який виміряно між вершинами різальної кромки

При умові, що допуски та відхилення на компоненти збірки задані, та при умові, що величина допуску на зовнішній діаметр знаходиться у діапазоні ± 0.3 мм імітація складання 10000 збірок показала, що тільки 0.065% варіантів складання не будуть відповідати заданим границям вимірювання.

Згідно з результатом, максимальний діаметр фрези може бути 50.33 мм, мінімальний 49.68 мм. З мільйону збірок, 990 не будуть відповідати заданим характеристикам. Аналіз чутливості показав,

що на величину зовнішнього діаметра найбільше впливає позиційний допуск внутрішнього отвору гвинта опорної пластини.

Результатами дослідження зовнішнього діаметра по точкам 2 та 4 виявився майже ідентичним до результату вимірювання між точками 1 та 3.

За результатами дослідження діаметра фрези між протилежними різальними кромками 1 і 3, та 2 і 4, можемо зробити висновки що найбільший діаметр буде 50,30 мм, найменший 49.67 мм. Найбільший вплив на вимірювання має позиційний допуск внутрішнього отвору гвинта опорної пластини.

Моделювання 10000 варіантів збірок, у яких вимірювання діаметра відбувалося в діапазоні $\pm 0,03$ мм, показало що тільки 26.48% варіантів будуть знаходитися у діапазоні вимірювання. у даному випадку, для забезпечення точності, необхідно задати жорсткіші допуски та відхилення для компонентів які вносять найбільший вклад у результат вимірювання. У випадку, коли зміна величин допусків елементів вкладників не призводить до досягання необхідної точності, слід змінити конструкцію таких елементів.

Повне радіальне биття

Розглянемо результат дослідження повного радіального биття, яке було виміряно для пластини 1. Розглянемо звіт, який представлено на рис. 5.27. Шукана величина повного радіального биття, яка була отримана шляхом моделювання 10000 збірок, дорівнює 0,01 мм. Найбільший вплив на результат вносять відхилення притискного гвинта

Повне торцеве биття

Розглянемо результат дослідження повного торцевого биття, яке було виміряно для пластини 1. Розглянемо звіт, який представлено на рис. 5.28. Шукана величина повного радіального биття, яка була отримана шляхом моделювання 10000 збірок, дорівнює 0.02 мм. Найбільший вплив на результат вносять відхилення притискного гвинта

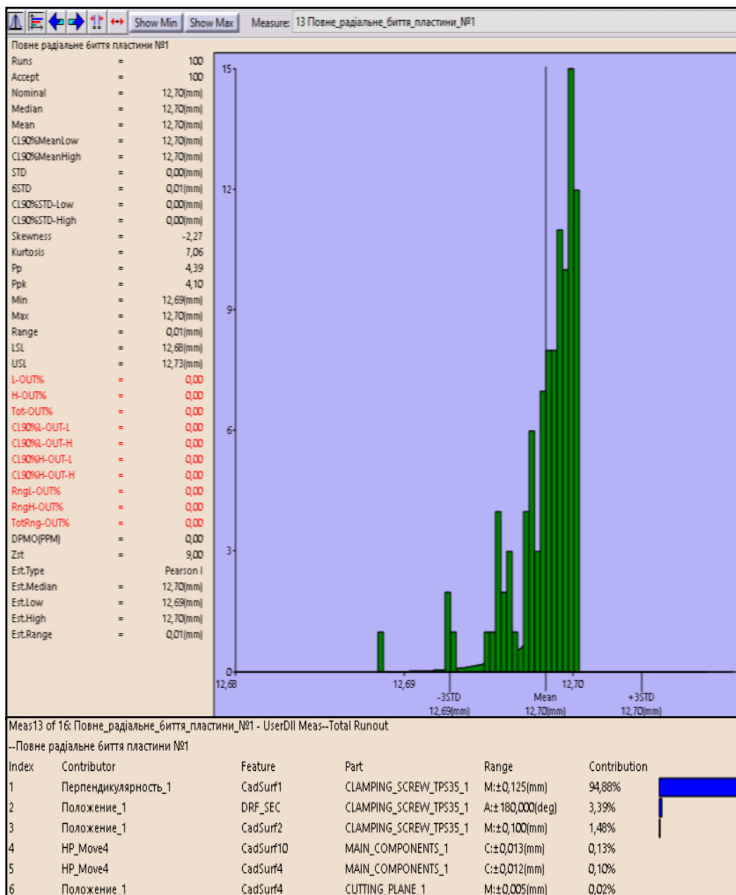


Рис. 5.27. Результати дослідження впливу допусків та відхилень компонентів збирного інструмента на величину повного радіального биття

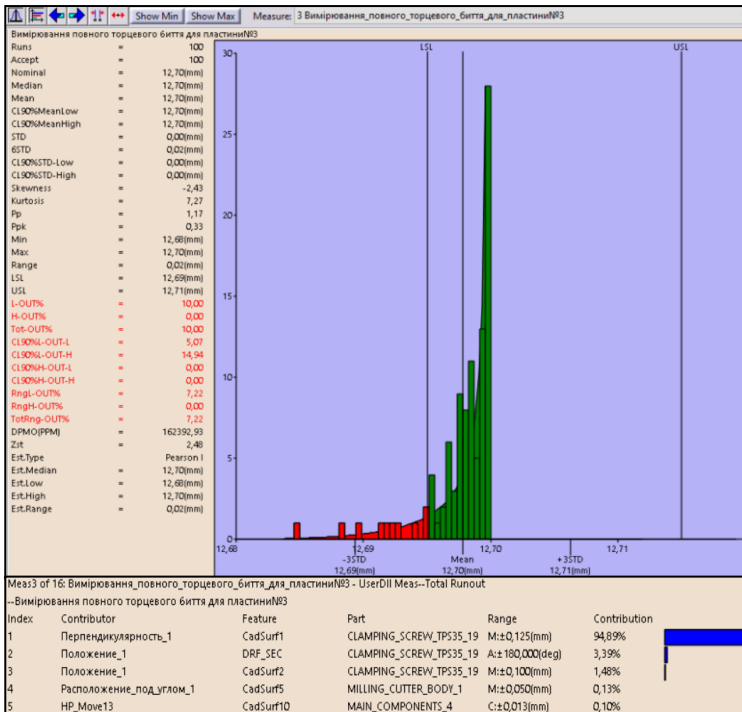


Рис. 5.28. Результати дослідження впливу допусків та відхилень компонентів збірної інструмента на величину повного торцевого биття

5.4 Загальні висновки

Проведено літературний аналіз з метою знаходження підходів до забезпечення точності збірок на етапі проектування. За результатом порівняння систем комп'ютерного моделювання забезпечення точності, було обрано програмне середовище, у якій було проведено дослідження.

На основі теоретичних відомостей стосовно того, за якою методикою будується тривимірна геометрія у обраній програмі, за якою методикою необхідно задавати просторові геометричні допуски, на які етапи розбито процес зчитування варіацій геометричної моделі під впливом на її поверхні назначеного відхилення

було запропоновано алгоритм для підготовки збірки до проведення розмірного аналізу.

Для дослідження було обрано збірну кінцеву фрезу. Під час побудови моделі досліду, було запропоновано дерево збірки та, виходячи з особливостей логіки програмного продукту, було запропоновано умови орієнтації компонентів збірки у просторі та кінематичні рухи складання.

Результатами дослідження вимірювання характеристик точності збірної інструменти у середовищі 3DCS, показали що при заданих допусках та відхиленнях на компоненти збірки, зовнішній діаметр фрези буде знаходитися у діапазоні ± 0.3 мм, повне радіальне биття 0.01 мм, повне торцеве биття 0.02 мм. Аналіз чутливості показав, які допуски та відхилення мають найбільший вплив на зміну результату вимірювання: для зовнішнього діаметра фрези має найбільший вплив позиційний допуск внутрішнього отвору гвинта позиційної пластини; найбільший вплив на зміну повного торцевого та радіально биття вносять допуски та відхилення притискного гвинта різальної пластини.

З метою забезпечення точності зовнішнього діаметра фрези у межах допуску ± 0.03 мм, необхідно провести оптимізацію допусків та відхилень, та уточнити конструкцію збірної фрези.

Запропоновану методику підготовки моделі розмірного аналізу та побудови дерева збірки і рухів симуляції складання можна застосовувати для дослідження характеристик точності будь-якого інструмента та виробів машинобудування у цілому.

Список літератури

1. Базров Б. М. Основы технологии машиностроения / Б. М. Базров. – М: Машиностроение, 2006. – 736 с.
2. Гольдшмидт М. Г. Методология конструирования / М. Г. Гольдшмидт. – Томск: Изд-во ТПУ, 2007. – 160 с.
3. Дунаев П. Ф. Расчет допусков размеров / П. Ф. Дунаев, О. П. Леликов. – М: Машиностроение, 2001. – 304 с.
4. Колесов И. М. Основы технологии машиностроения / И. М. Колесов. – М: Высшая школа, 1999. – 591 с.
5. Солонин И. С. Расчет сборочных и технологических размеров цепей / И. С. Солонин, С. И. Солонин. – М: М, 1982. – 110 с.

6 ПРАЦЕЗДАТНІСТЬ МІТЧИКІВ ПРИ ОБРОБЛЕННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Найбільш поширеним способом отримання різьбового отвору є нарізання різьби мітчиками. Проте, нарізання різьби в титані та його сплавах являє собою значну проблему, викликану низькою працездатністю цього інструмента, яка головним чином залежить від оброблюваного та інструментального матеріалів, режимів різання, конструкції інструмента, геометрії різальної частини, покриття тощо.

Титану та титановим сплавам властиві певні особливості, які ускладнюють їх оброблення різанням [11, 12, 14, 18, 25, 28, 29, 41]. Тому першочерговою є задача аналізу цих особливостей.

6.1 Особливості оброблення титанових сплавів

Основні особливості цих матеріалів визначаються їх хімічним складом та фізико-механічними властивостями які, в основному, полягають в їх малій пластичності, високій хімічній активності та високому абразивному впливу на контактні поверхні інструмента [12, 14, 18, 25, 33, 41].

Високі показники міцності та корозійної стійкості при малій питомій вазі титану та його сплавів наближають їх за властивостями до високоміцних матеріалів. За здатністю до зміцнення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ титанові сплави різко відрізняються від жароміцних, маючи приблизно у два рази більші значення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$.

Мала пластичність титанових сплавів призводить до того, що при їх обробленні утворюється специфічна стружка, за зовнішнім виглядом схожа на зливну, що має тріщини, які розділяють її на дуже слабо деформовані елементи, міцно зв'язані між собою тонким і сильно деформованим контактним шаром. Утворення такої форми стружки викликане тим, що з ростом швидкості різання пластична деформація не встигає протікати в основному об'ємі, концентруючись у контактному шарі, де виникають високі тиски та температури.

У зв'язку із цим, на відміну від звичайних сталей у титанових сплавах змінюється вид стружки з ростом швидкості різання у зворотному напрямку: зливна стружка переходить в елементну. Ця зміна форми стружки в менш пластичних титанових сплавів

або при обробленні з великими подачами відбувається при менших швидкостях різання, що притаманно нарізанню різьби.

Висока хімічна активність виражається при обробленні різанням здатністю титанових сплавів до активної взаємодії з навколишнім середовищем. Завдяки цьому в міру збільшення температури в зоні різання відбувається сильне поглинання кисню та азоту повітря, що сприяє підвищеному окисленню. Тому при обробленні різанням титанових сплавів виділяється відносно менша кількість тепла, ніж при обробленні різанням інших жароміцних сплавів.

Разом з тим титанові сплави мають малу теплопровідність, тому при різанні титану виникає в середньому в 2,2 рази більша температура, ніж при обробленні сталі 45. Температура в зоні різання внаслідок поганої теплопровідності титану продовжує залишатися високою, викликаючи тим самим структурні перетворення та сильну взаємодію з повітрям. У результаті знижених пластичних властивостей титанових сплавів значне місце займає утворення випереджальних макро- та мікротріщин в процесі деформації.

Це пояснює також утворення при різанні титанових сплавів великих кутів зсуву ($\psi = 38 \dots 44^\circ$) [18, 29, 32, 33] з малою усадкою стружки; як правило, коефіцієнт усадки її по довжині близький до одиниці. У ряді випадків в результаті поглинання кисню й азоту повітря при обробленні титанових сплавів виникає негативна усадка стружки, тобто довжина стружки, що утвориться, l_c більше шляху різання l .

Титанові сплави характеризуються високими коефіцієнтами тертя ($\mu = 0,5 \dots 0,6$), що обмежує їх застосування для рухливих вузлів. Незважаючи на це, у процесі різання, на контактних поверхнях коефіцієнт тертя знижується до $0,2 \dots 0,3$. Мала усадка стружки приводить до підвищеної швидкості ковзання її по передній поверхні інструмента при тих же швидкостях різання.

Розглянуті вище особливості різання титанових сплавів і насамперед висока активність титану у кисні та азоті повітря різко знижує площу контакту стружки з передньою поверхнею інструмента; у порівнянні з обробленням конструкційної сталі тієї ж твердості ця площа знижується в $2 \dots 3$ рази. Окислювання контактного шару стружки призводить до підвищення її твердості.

Мала площа контакту стружки, разом із досить високою міцністю титанових сплавів, призводить до більших нормальних тисків та при підвищеній твердості стружки - до підвищеного зношуван-

ня, а при малій теплопровідності титану - до високих температур, що викликають явища схоплювання. До того ж, активний вплив зовнішнього середовища при обробленні титану різанням викликає інтенсивне виникнення наросту.

Високий абразивний вплив на інструмент внаслідок вмісту в них високотвердих включень у вигляді окислів нітридів і карбідів; титанові сплави характеризуються зниженою вібростійкістю руху різання. На відміну від жароміцних, титанові сплави сильно знижують свою міцність при підвищенні температури. Інтенсивність зменшення міцності перевищує навіть значення для сплавів на основі заліза.

Контактна температура, на поверхнях різального інструмента при великому питомому тиску сприяє схоплюванню стружки, що сходять, з передньою поверхнею різального інструмента.

Титанові сплави мають малу пластичність, що істотно позначається на їх деформації при різанні. Якщо характеризувати пластичну деформацію зрізаного шару поздовжньою усадкою стружки, то вона може бути рівною одиниці. Це значить, що контакт зрізаного шару з передньою поверхнею інструмента відбувається по вузькій контактній площадці, а звертаючи увагу на значну границю міцності цих сплавів значне зношування інструмента відбувається при високій температурі в зоні контакту.

Враховуючи зазначені фізико-механічні властивості титану та титанових сплавів визначаються вимоги до інструментальних матеріалів, що застосовуються при обробленні, та обмежуються режими різьбонарізання.

Явища схоплювання на передніх поверхнях інструмента в умовах високих температур та сил тертя при високих питомих тисках викликають приварювання стружки до робочих поверхонь інструмента, а подальше врізання в матеріал заготовки призводить до сколів інструментального матеріалу, що обмежує використання твердосплавного інструмента. Саме з цієї причини найбільшого застосування при нарізанні різьби в титанових сплавах набули мітчики виготовлені з швидкорізальних сталей.

6.2 Проблеми працездатності мітчиків при обробленні титанових сплавів

Мітчики є одним з найбільш складних та найменш надійних інструментів. Мітчики являють собою такий вид інструмента,

який буде використовуватись в процесах оброблення деталей значно довше багатьох інших різальних інструментів.

Оброблення майже всіх видів поверхонь можливе багатьма способами. Наприклад, одержання зовнішніх різьб можливе нарізанням різцями, гребінками, різьбонарізними головками, накатуванням плоскими або круглими плашками. Поступово ці способи отримання різьб витісняються більш прогресивними. В той же час, оброблення внутрішніх різьбових отворів (виключаючи отвори великого типорозміру) в основному як виконувались так і виконуються мітчиками.

Особливої уваги заслуговує різьбонарізання в титані та його сплавах. Саме фізико-механічні характеристики цих матеріалів відносять їх до важкооброблюваних і цим самим знижують працездатність мітчиків в порівнянні з іншими інструментами.

До основних проблем підвищення працездатності мітчиків перш за все необхідно віднести:

- викришування різальних кромок на різальній частині мітчика;
- поломка мітчиків (в особливості малих типорозмірів);
- невиконання вимог розмірної точності та технічних вимог до різьби в деталях.

6.2.1 Проблема викришування різальних кромок мітчиків в процесі різьбонарізання

Одною з перших робіт, в якій розглядаються питання міцності різальних кромок є робота [30]. Багатьма дослідниками [11, 12, 14, 18, 25, 28, 32, 41] встановлено, що викришування різальних кромок різального конуса мітчика спостерігається при нарізанні різьби в глухих отворах. Дослідженнями та спостереженнями встановлено, що викрашування кромок мітчиків носить системний характер. Показано, що навіть, коли стружка в канавках мітчика розміщується вільно, мітчик передчасно виходить з ладу із-за викрашування, що призводить до зростання крутних моментів і до його поломки. В роботі [22] відмічається, що в глухому різьбовому отворі є некалібрована різьба, утворена різальною частиною мітчика. Крім того в кінці різьбової частини в момент зупинки мітчика завжди утворюються стружки не відділені від основної маси матеріалу заготовки (рис. 6.1.).

Перед кожним зубом різальної частини мітчика залишається корінь стружки більшої чи меншої довжини, яка залежить від багатьох факторів процесу різьбонарізання.

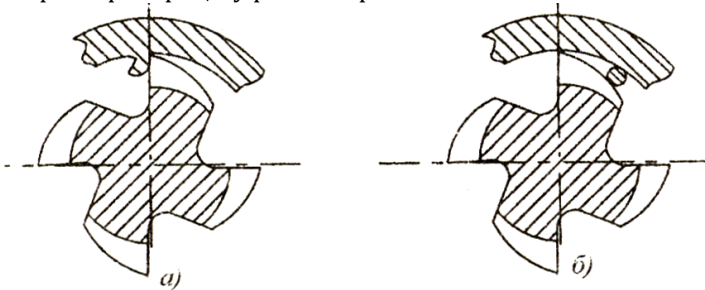


Рис. 6.1. Схема зрізування не відділених корнів стружки: а - не відділений корінь стружки; б - защемлення кореня стружки під задньою поверхнею мітчика.

При зворотному ході кожен зуб різальної частини мітчика своєю тильною стороною повинен пройти зону недорізаних стружок. При цьому на різальну кромку буде діяти сила $P_{зм}$, необхідна для зминання стружки одним зубом мітчика, яка може бути достатньою для викришування. На це вказують роботи багатьох дослідників [12, 15, 29, 30].

Відмічається, що викришування різальних кромок має місце навіть при обробленні першого отвору, проте частіше спостерігається після оброблення декількох отворів. Це пояснюється тим, що при обробленні гострим, незношеним мітчиком, стружки менш міцні і мають меншу усадку по товщині ніж при роботі зношеним інструментом. По мірі затуплення мітчика стружка стає все більш зміцненою, і її товщина в результаті усадки перевищує товщину різку а.

Разом з тим у роботах [12, 22] відмічається, що причиною сколів на передній поверхні є явища схоплювання матеріалу передньої поверхні зі стружкою в момент зупинки мітчика і реверсуванні його ходу.

Проте, зважаючи на те, що ці явища (зминання недорізаних стружок задньою поверхнею мітчика і схоплення стружки з передньою поверхнею) можуть відбуватись одночасно, особливо при різьбонарізанні титану та його сплавів, то головним чином здатність опиратися викрашуванню залежить від наступних чинників:

- міцності матеріалу та від його здатності опиратися крихкому зношенню.

- геометрії різальної частини і конструкції мітчика.

- матеріалу оброблюваної деталі, товщини зрізаного шару, ступеня затуплення мітчика, величини зазору між затилочною поверхнею зуба мітчика і оброблюваною поверхнею.

В зв'язку з цим для заданого інструментального матеріалу і заданих умов експлуатації виникає задача аналізу методів розрахунку та визначення міцності мітчиків, що суттєво визначає працездатність цього інструмента особливо при обробленні різьбових отворів малого типорозміру в матеріалах з важкооброблюваних матеріалів до яких відносяться титан та сплави на його основі.

6.2.2 Проблеми поломок при різьбонарізанні

Розрахунку міцності мітчиків присвячено роботи [1, 4, 9, 10, 13, 22, 34]. Головним чином це роботи, які проводились в 60-х - 70-х роках і базуються на основах опору матеріалів щодо кручення пружних тіл.

В цих роботах мітчик розглядається як циліндричний вал з виступами (що відповідає поперечному перерізу мітчика), а максимальне дотичне напруження виникає в канавці і знаходиться за формулою:

$$\tau_{max} = k \frac{M_{кр}}{r_{вн}^3} \quad (6.1)$$

де $M_{кр}$ – крутний момент при нарізанні різьби мітчиком;

k – коефіцієнт концентрації напружень в канавці;

$r_{вн}$ – радіус дна канавки мітчика.

Оскільки максимальні дотичні напруження не повинні перевищувати допустимі, то необхідною умовою є $\tau_{max} \leq [\tau]$, де $[\tau]$ – допустиме напруження при крученні. Тобто :

$$k \frac{M_{кр}}{r_{вн}^3} \leq [\tau]. \quad (6.2)$$

В роботі [18] відмічається, що коефіцієнти концентрації напружень для трьох та чотирьохзубих мітчиків різні. Стверджуєть-

ся, що при профілі мітчика з чотирма канавками коефіцієнт концентрації напружень рівний 90% коефіцієнта концентрації напружень трьохзубого мітчика. Досліджувались стандартні мітчики від М6 до М30, причому умовний коефіцієнт концентрації напружень для трьохзубого мітчика був прийнятий $k = 1$. Для мітчиків М30 умовний коефіцієнт концентрації напружень становив $k = 0,4$.

Для мітчиків в діапазоні розмірів від М6 до М30 були розраховані функції напружень U для мітчиків з різною кількістю стружкових канавок, які задовольняють рівнянням Пуассона

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} = -2 \quad (6.3)$$

у внутрішній області, і перетворюється в нуль ($U = 0$) на контури цієї області.

В результаті розрахунків були встановлені коефіцієнти напружень k . Для мітчиків з різною кількістю канавок коефіцієнти концентрації напружень становлять [18] (табл. 6.1):

Табл. 6.1. Коефіцієнти концентрації напружень

Z	2	3	4	6	безканавковий профіль
k	2,86	2,54	2,21	1,69	0,637

Аналіз наведених досліджень показує, що вони відзначаються надто великою наближеністю і не можуть слугувати кількісною оцінкою працездатності того чи іншого типорозміру мітчика. Це викликано тим, що:

- незалежно від оброблюваного матеріалу, крутний момент розраховувався за емпіричною формулою однаковою для всіх мітчиків;
- прийнята густина сітки надто мала, що вносить надто великі похибки в розрахунок;
- розглядалась тільки двомірна задача.

Таким чином виникає задача розробки більш точного методу оцінки міцності мітчика з врахуванням особливостей процесу різьбонарізання в титані та титанових сплавах, конструкції мітчика та геометрії його різальної частини, властивостей оброблюваного матеріалу.

Так як вихідними параметрами для визначення напружено-деформованого стану мітчиків є крутний момент, який сприймає цей інструмент в процесі різання то однією з задач є задача вибору більш точного розрахунку крутного моменту $M_{кр}$.

Разом з тим, поряд в з проблемою підвищення міцності інструмента, існує необхідність дотримання розмірної точності та якісних показників отриманого різбового отвору деталі, що вимагає аналізу проблем точності при різьбонарізанні.

6.2.3 Точність різьбонарізання

Поряд з такими характеристиками як зношування мітчиків, викришування їх різальних кромки та поломок, до показників працездатності мітчика відноситься і якість нарізаної ним різьби в відповідності до вимог креслень. Основними дефектами різьби при нарізанні мітчиками що найчастіше спостерігається [10, 21, 22, 40, 55, 56] є:

- розбивання середнього діаметра різьби;
- конусність середнього діаметра вище допустимої;
- несиметричність профілю різьби (похибки половини кута профілю);
- перекося осі різьби відносно торця деталі.

Крім того до дефектів, які мають місце при нарізанні різьби відносяться зрив витків в процесі оброблення та висока шорсткість поверхні різьби.

Як відмічається багатьма дослідниками [9, 10, 17, 22], ці дефекти, в першу чергу, залежать від властивостей оброблюваного матеріалу, конструкції мітчика та точності його виготовлення.

Аналіз проблем недостатньої працездатності мітчиків показує, що вони не можуть бути вирішені без розгляду і аналізу переваг та недоліків конструкцій цього інструмента.

6.3 Аналіз конструкцій та геометричних параметрів різальної частини мітчиків

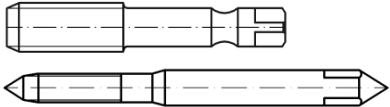

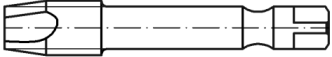
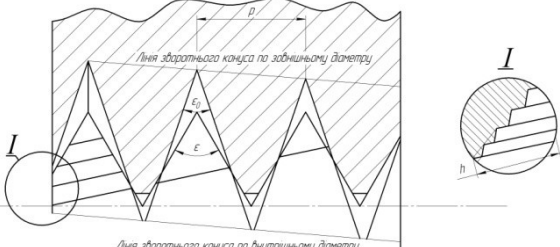
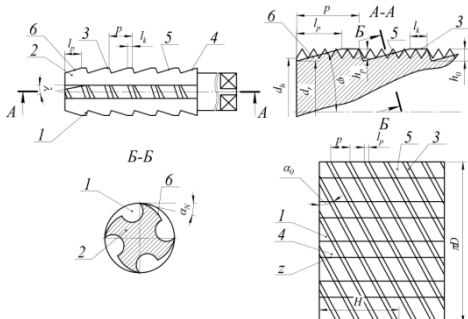
6.3.1 Аналіз конструкцій мітчиків

В умовах сучасного автоматизованого виробництва, для отримання різбових отворів у конструкціях з титану та титанових

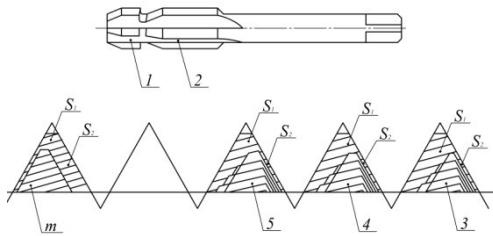
сплавів широкого застосування набули машинні та машинно-ручні мітчики виготовлені з швидкорізальних сталей.

Мітчики даних конструкцій виконуються цільними, конструктивно вони складаються з двох частин: робочої та калібрувальної табл. 6.2.

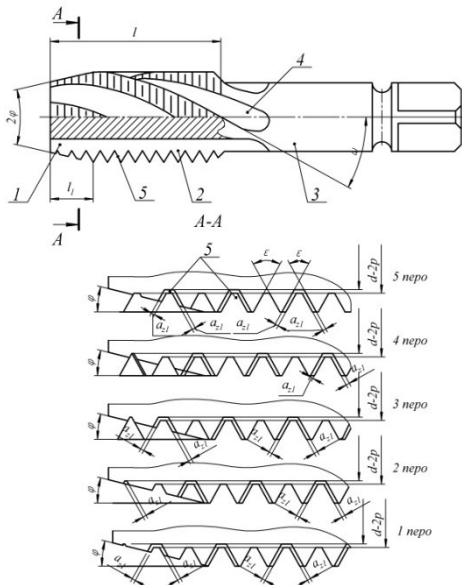
Табл. 6.2. Типи мітчиків

ГОСТ 3266-81. Мітчики машинні та ручні.	
ГОСТ 17933-72. Мітчики машинні з гвинтовими канавками.	
ГОСТ 17931-72. Мітчики безканавочні	
Кориговані мітчики	
Патент №2003098714, Україна, 2004 р.	

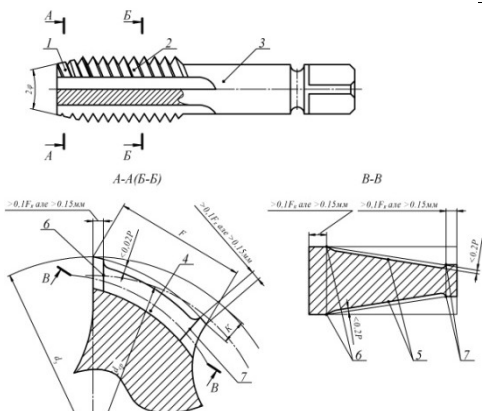
Патент
№4877045/08,
Росія, 1993 р.

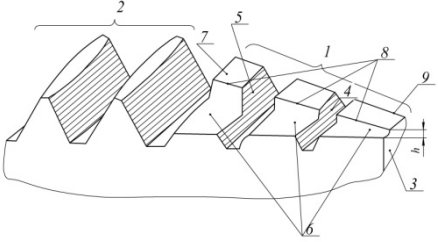
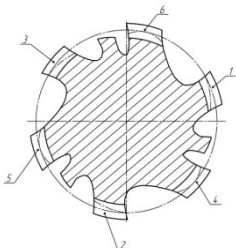
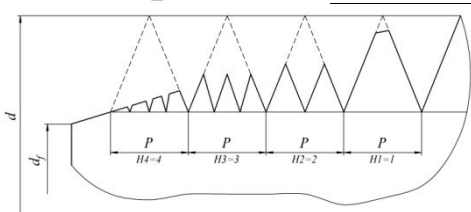


Патент
№4788381/08,
Україна, 1993 р



Патент
№4880906/08,
Росія, 1993 р



<p>Патент №4146778/25-08, СССР, 1988 р</p>	
<p>Патент №4316731/27-08, СССР, 1990 р</p>	
<p>Патент №3369889/29-08, СССР, 1983 р.</p>	

У загальному випадку мітчик являє собою гвинт, спряжений з нарізаною ним різьбою, перетворений на різальний інструмент. При перетворенні гвинта в мітчик прорізаються стружкові канавки, тобто створюється передня поверхня і простір для сходу стружки. Для забезпечення допустимої товщини зрізу та розподілу роботи різання по довжині мітчика, його забезпечують різальною частиною, яка утворюється зрізанням різьби початкового гвинта на конус.

Задня поверхня мітчика може бути отримана різними способами. Найчастіше вона виконується у формі гвинтової поверхні, що утворюється в результаті затилування.

Розміри різьби початкового гвинта при проектуванні мітчиків визначаються в залежності від розмірів оброблюваної різьби, властивостей матеріалу, в якому нарізається різьба, умов різьбонарізання і технічних особливостей цього процесу

При призначенні виконавчих розмірів мітчика враховується, що в більшості випадків [22] в процесі нарізання спостерігається

розбивання різьби гайки, тобто збільшення діаметральних розмірів на 0,05 ... 0,1 мм.

Проте при нарізанні різьби в таких та в'язких матеріалах, як мідь, пластмасах, в загартованих високоміцних сталях, титанових сплавах має місце усадка різьбового отвору на 0,03...0,05 мм. В цьому випадку коректують виконавчі розміри мітчика.

Як показує аналіз конструкцій мітчиків, суттєво на їх роботу впливає число і форма стружкових канавок. При одній і тій же довжині різальної частини зменшення числа канавок призводить до зростання товщини зрізу і зниження крутного моменту, дозволяє реалізувати збільшений переріз канавки, що забезпечує вільне розміщення та відведення стружки. Проте при малому числі канавок через підвищену товщину зрізів погіршується шорсткість поверхні різьбового отвору. Основними параметрами, що характеризують розміри канавок є: діаметр серцевини, ширина зуба P і кут ξ у неробочій кромки зуба.

Аналіз робіт [2, 3, 4, 9, 15, 27, 40] показує, що діаметр серцевини обирають, виходячи з двох основних суперечливих вимог:

- необхідно забезпечити достатній простір для стружки, зменшуючи діаметр серцевини;
- мітчик повинен бути достатньо міцним, а отже мати збільшений діаметр серцевини.

Рекомендована величина діаметра серцевини коливається в межах 0,4 ... 0,6 діаметра мітчика.

Більші величини діаметра серцевини приймаються у мітчиків з великим числом канавок, а також при нарізанні різьби у важкооброблюваних матеріалах, де особливо важлива міцність, що безумовно стосується титану та його сплавів.

Мітчики зазвичай виготовляють з прямими канавками. Для забезпечення кращого відведення стружки також застосовують мітчики з кутами нахилу канавок 10 ... 20°. При нарізуванні різьби в глухих отворах праворізальними мітчиками приймається правий напрям канавок, в наскрізних отворах – лівий напрям.

Основну роботу різання виконує різальна частина мітчика, яка утворюється різанням різьби початкового гвинта на конус, з кутом нахилу φ_i його твірної до осі мітчика.

Товщина зрізу a , що знімається вершинними різальними кромками мітчика, залежить від числа канавок Z , кут різального конуса, кроку різьби P і розраховується за формулою:

$$a = \frac{p \operatorname{tg} \varphi_1}{Z}. \quad (6.4)$$

Для титану та титанових сплавів, рекомендованою товщиною зрізу є $a = 0,015 \dots 0,02$ мм. При зменшенні товщини зрізу, процес різання ускладнюється, радіус округлення різальних кромки стає порівняним з товщиною зрізу, стійкість мітчиків знижується, зростає кількість поломок.

Проте, слід відзначити, що в загальному випадку, кут φ вздовж різальної кромки змінюється, що призводить до зміни товщини зрізу. Це пояснюється тим, що геометричні параметри інструмента в кінематичній системі координат в більшій мірі визначають їх значення в процесі різання. Таким чином, виникає задача визначення кінематичного кута в плані φ_k та товщини зрізу на різальних кромках мітчика в процесі його робот з метою їх оцінки в процесі різьбонарізання.

При нарізанні різьби мітчиками в глухих отворах довжину різальної частини вибирають рівною 2 виткам, а наскрізних отворах - 6. Для наскрізної різьби при обробленні титану та титанових сплавів рекомендують довжину різальної частини приймати рівною 8 ... 20 виткам.

Головними різальними кромками мітчиків на кожному різальному зубці є вершинні кромки. Рекомендовані задні кути $\alpha = 4 \dots 12^\circ$. Зазвичай задня поверхня на головних різальних кромках створюється затилуванням мітчика по зовнішньому діаметру. Величина затилування дорівнює:

$$k = \frac{\pi d \operatorname{tg} \alpha_i}{Z} \quad (6.5)$$

При нарізанні різьби у титанових сплавах, величину затилування рекомендують збільшувати в 2...3 рази.

Різьба калібрувальної частини мітчиків виконується зі зворотною конусністю, що призводить до зменшення тертя. При обробленні титану та титанових сплавів величину зворотної конусності рекомендують в межах 0,016...0,2 мм на 100 мм довжини.

Довжина калібрувальної частини мітчиків вибирається в межах 5...12 витків. При переточуваннях їх довжина зменшується. Після всіх переточувань, їх довжина повинна складати не менше 0,5 діаметра нарізаної різьби.

Слід відзначити, що наведені рекомендації були одержані на основі досліджень проведених для мітчиків М6 і більше.

Досвід експлуатації, особливо дрібно розмірних мітчиків, показує, що значна їх частина виходить з ладу в результаті поломок через недостатню міцність. Для підвищення міцності при різьбонарізанні в наскрізних отворах застосовують безканавочні мітчики (табл. 6.2.).

У безканавочних мітчиків стружкові канавки виконують на незначній довжині, зазвичай рівній подвоєній довжині різальної частини. Кут нахилу канавок приймають рівним 10...15°. Напрямок канавок протилежний напрямку різьби.

Серцевина мітчика збільшується у напрямі до хвостовика з нахилом 5...10°. Така конструкція канавок забезпечує відведення стружки у напрямі подачі.

Зниження сил тертя за рахунок зменшення поверхонь взаємодії різьби мітчика і деталі, досягається при застосуванні мітчиків з коригованим профілем. Кут профілю різьби таких мітчиків роблять меншим номінального значення кута профілю нарізуваної різьби на 1 ... 5°. Це створює більші бічні зазори між різальними зубами мітчика і витками різьби деталі. Необхідний профіль різьби деталі може бути отриманий при певній величині зворотної конусності, що визначається за формулою:

$$\operatorname{tg} \delta = \operatorname{tg} \varphi_i \left(\operatorname{tg} \frac{\varepsilon}{2} \operatorname{ctg} \frac{\varepsilon_1}{2} - 1 \right) \quad (6.6)$$

де δ – кут зворотної конусності різьби;

φ_i – кут різального конуса;

ε – кут профілю нарізуваної різьби;

ε_1 – кут профілю різьби мітчика.

Мітчик зі збільшеною зворотною конусністю і відповідно коригованим профілем рекомендують при обробленні в'язких металів, титанових сплавів тощо.

Подібний ефект дають мітчика з шаховим розташуванням зубців. При шаховому розташуванні зубців, як правило на калібрувальній частині, контакт мітчика з деталлю є одностороннім, що усуває заклинювання мітчика і руйнування витків нарізуваної різьби.

При обробленні жароміцних металів, титану та титанових сплавів, шахове розташування зубців на різальній частині дозволяє без збільшення крутного моменту підвищити товщину зрізу і здійснювати різання поза зоною наклепаного шару, що покращує умови роботи мітчика.

З метою розбивання припуску та зменшення навантаження, запропонований мітчик з гвинтової багатозаходною канавкою (Патент №2003098714, Україна, 2004 р.), яка утворює групи зубців заниженого профілю (табл. 6.2).

У відповідності з патентом №4877045/08, можливе застосування двохступневих мітчиків - для чорнового та чистового оброблення (табл. 6.2).

Для підвищення якості різьби в глухих отворах, патентом №4788381/08 запропоновано мітчик з гвинтовими стружковими канавками, профіль різальної частини якого занижений по бічних сторонах, зубці калібрувальної частини виконані незатилкованими і заниженими по бічним сторонам в шаховому порядку (табл. 6.2).

Патент №4880906/08 являє собою мітчик, кожен зуб якого має заниження на задній та бічних поверхнях величиною $0,2P$, де P - крок різьби. Границі занижень розташовані на відстані не менше $0,1$ ширини пера або $0,15$ мм. При нарізуванні глухої різьби мітчик контактує з оброблюваними поверхнями по тонким стрічкам що належать передній поверхні, тому навантаження на мітчик зменшене за рахунок сил тертя.

З метою підвищення стійкості, за рахунок збільшення об'єму пакетування стружки на зубцях різальної частини, запропоновано мітчик з підточкою на різальній частині (Патент №4146778/25-08, табл. 6.2). Він складається з двох частин: різальної - 1 та калібрувальної - 2. На зубцях 3...5 різальної частини, виконано заниження зовнішнього діаметра 6. Різальні кромки 8 різальної кромки, за рахунок заниження, зміщені до задньої поверхні 9 пера. Заниження виконано в площині паралельній осі мітчика.

Для підвищення точності виготовлення різьби по внутрішньому діаметру за рахунок ліквідації напливів металу на вершинах ниток різьби що обробляється пропонується мітчик (Патент №4316731/27-08), який містить різальну частину, калібрувальну частину та хвостовик. Зубці 4, 5, 6 - різальні, зубці 7, 8, 9 - ведучі, бочкоподібної форми в дугових перетинах та по середньому діаметру мітчика, між зубцями виконані захисні пір'я (табл. 6.2).

Мітчик запропонований патентом №3369889/29-08 призначений для підвищення точності оброблюваної різьби. На різальній

частині мітчика різьба має збільшену кількість заходів в порівнянні з калібрувальною частиною.

Аналіз робіт [12, 14, 19, 24, 28, 39, 41] показує що для оброблення титану та його сплавів рекомендуються наступні геометричні параметри різальної частини мітчиків, незалежно від їх конструкцій:

Кут в плані φ_i :

- для глухих отворів - $\varphi_i = 12^\circ \dots 15^\circ$
- для наскрізних отворів - $\varphi_i = 5^\circ \dots 10^\circ$

Передній кут $\gamma_i = -5^\circ \dots +5^\circ$

Задній кут α_i :

- різальна частина - $\alpha_i = 8^\circ \dots 10^\circ$
- калібрувальна - $\alpha_i = 10^\circ \dots 12^\circ$

Таким чином, аналіз існуючих конструкцій мітчиків показує, що мітчик за своєю конструкцією є одним з недосконалих інструментів, а за умовами його експлуатації неможливо підвищити його працездатність, яка полягає не тільки в підвищенні його стійкості, але й в зменшенні викришування різальних кромки, поломок мітчиків; та підвищенні якості нарізаної ними різьби.

Аналіз патентів з удосконалення їх конструкцій показує, що вони головним чином спрямовані на зменшення тертя та навантаження на різальні та калібрувальні зубці мітчика, на підвищення якості нарізаної в деталі різьби.

Питання зниження тертя, зменшення крутного моменту в удосконалених конструкціях вирішується тільки на рівні евристичних підходів та експериментальних випробувань. Крім того недостатньо вивчена проблема призначення геометричних параметрів різальної частини мітчиків, так, як, головним чином, вони відображають результати досліджень проведених при точінні, або результати експериментальних досліджень на конкретних конструкціях, при тому, для мітчиків М6 і більше.

Зважаючи на те, що рекомендовані геометричні параметри різальної частини мітчиків подані в інструментальній системі координат, а в конструкцію мітчиків закладена величина подачі то більш точно геометричні параметри в процесі різання визначаються в кінематичній системі координат, в зв'язку з цим виникає задача аналізу існуючих досліджень визначення геометричних параметрів мітчиків в різних системах координат.

6.3.2 Геометричні параметри мітчиків

Задача визначення геометричних параметрів вздовж різальної кромки будь якого інструмента для аналізу їх допустимої зміни вирішується теорією визначення геометричних параметрів. Сучасна теорія визначення геометричних параметрів різних інструментів розроблена в інструментальній системі координат що не в повній мірі відображає їх зміну в процесі різання.

Визначення геометричних параметрів будь-якого інструмента в статичній та кінематичній системах координат, значення яких зорієнтовано відносно головної швидкості різання \vec{V} або результуючої швидкості різання \vec{V}_e , більш точно відображають зміну цих параметрів вздовж різальної кромки в процесі різання.

Аналіз робіт з теорії визначення геометричних параметрів інструмента в статичній і кінематичній системах координат [16, 21, 26, 27, 31, 34], показує, що вони вирішують задачі визначення геометрії окремих інструментів і не можуть бути використані для задач визначення геометричних параметрів мітчиків.

Проте, розроблені загальні методи визначення цих задач в статичній та кінематичній системах, на основі яких в залежності від конструкції інструмента та вибору інструментальної системи координат, в якій задаються геометричні параметри, може бути розроблена теорія їх визначення в цих системах для будь-якого інструмента.

Таким чином, на основі загальних підходів і методів визначення геометричних параметрів в статичній та кінематичній системах координат виникає задача розробки теорії визначення геометричних параметрів мітчиків. Це викликано тим, що геометричні параметри цього інструмента в значній мірі визначають його працездатність, впливають на зусилля різання, від яких залежать відмови мітчиків з причини поломок, що притаманне мітчикам для оброблення титану та титанових сплавів.

Задачі визначення геометричних параметрів інструмента можуть вирішуватись графічним або аналітичним методом.

Теорія графічного визначення геометричних параметрів різальної частини для різних форм передніх і задніх поверхонь базується на аналізі формоутворюючих рухів інструмента відносно заготовки, основних положень стандарту ДСТУ 2249-93 та методик їх визначення в різних площинах з застосуванням нарисної геометрії.

Аналітична теорія визначення геометричних параметрів відрізняється від геометричної тільки тим, що вона базується на положеннях вирішення задач з застосуванням векторної алгебри.

Графічні та аналітичні методи визначення геометричних параметрів застосовуються як рівноправні. Проте, графічні методи більш наглядні, але при сучасному рівні розвитку програмного забезпечення, вирішення задач аналітичними методами більш ефективні з точки зору витрат на розрахунки.

В залежності від виду та конструкції інструмента, геометричні параметри їх різальної кромки на кресленнях (в інструментальній системі координат) задаються:

1. Головним кутом в плані φ_i , кутом нахилу різальної кромки λ_i , переднім і заднім кутами в нормальному до різальної кромки перерізі в інструментальній системі координат $\gamma_{ні}$ та $\alpha_{ні}$.
2. Кутом в плані φ_i та головними передніми γ_i та задніми α_i кутами в певних точках різальної кромки.
3. Кутом в плані φ_i та головними передніми γ_i та задніми α_i кутами, або нормальними кутами γ_n та α_n в точці різальної кромки в інструментальній системі координат, де γ_i та λ_i , визначаються конструктивними параметрами інструмента та їх значення розраховуються.
4. Кутами γ_{ia} та α_{ia} або γ_n та α_n в певних точках різальної кромки, де φ та λ розраховуються.

Таким чином відомими можуть бути або розраховуватись кути γ , α , φ та λ . Причому, як показує аналіз їх завдання на кресленні, γ та α можуть задаватись в головній січній площині або площині перпендикулярній до різальної кромки.

При відомих нормальних кутах γ_n та α_n , головні кути γ і α , незалежно в якій системі координат визначаються формулами:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\operatorname{tg} \gamma_n}{\cos \lambda}, \quad (6.7)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \operatorname{tg} \alpha_n \cos \lambda. \quad (6.8)$$

Таким чином, значення головних передніх кутів, при заданих нормальних кутах в тій чи іншій координатній системі залежить від значення кута нахилу різальної кромки визначеного в відпові-

дній системі координат (статичній, кінематичній). Отже виникає задача визначення кута нахилу різальної кромки $\lambda(\lambda_c, \lambda_k)$.

Велике значення в процесі різання має кут в плані φ , який в великій мірі визначає положення досліджуваної точки різальної кромки. Отже виникає задача визначення цього кута в статичній та кінематичній системах координат при заданих значеннях кутів в плані в інструментальній системі координат, або визначення кута φ_i для подальшого визначення φ_c або φ_k .

При заданих головних кутах γ_i та α_i в інструментальній системі координат, визначаються γ_n та α_n при відомому λ_i . Коли λ_i визначено опосередковано через конструктивні параметри, виникає задача його розрахунку при заданих конструктивних параметрах. Таким чином, основною задачею визначення статичних і кінематичних параметрів є визначення кута τ_N між відповідними площинами різання (τ_{N_c} - кут між інструментальною та статичною площинами різання, τ_{N_k} - кут між статичною та кінематичною площинами різання).

Тоді нормальні статичні кути можуть бути визначені наступним чином:

$$\gamma_{nc} = \gamma_n + \tau_{N_c}, \quad (6.9)$$

$$\alpha_{nc} = \alpha_n - \tau_{N_c}. \quad (6.10)$$

В кінематичній системі координат кути становлять відповідно:

$$\gamma_{nk} = \gamma_n + \tau_{N_k} \quad (6.11)$$

$$\alpha_{nk} = \alpha_n - \tau_{N_k} \quad (6.12)$$

Аналіз геометричних параметрів мітчика показує, що інструментальні та статичні геометричні параметри співпадають на калібрувальній частині, тобто у вершинних точках різальних кромок, проте на скільки вони відмінні вздовж різальних кромок, можна вирішити тільки на основі їх визначення в кінематичній системі координат.

Вирішення цієї задачі дозволить уточнити як товщину зрізу вздовж різальних кромок мітчика, так і уточнити значення крутних моментів, прикладених до мітчиків, які в свою чергу визначають міцність мітчика та його різальні властивості, значення яких значно залежать від кутів γ та φ .

Тому для вирішення проблеми визначення міцності мітчиків виникає задача аналізу методів розрахунку крутних моментів.

6.3.3 Розрахунок крутних моментів

Аналіз проблеми підвищення працездатності мітчиків показує, що найбільш важливою силовою характеристикою мітчиків є крутний момент. Це пов'язано з тим що при нарізанні різьби прикладений крутний момент повинен врівноважувати момент $M_{кр}$, що виникає при різанні. Осьові та радіальні сили, що діють на мітчик, в силу симетрії різьбового отвору врівноважуються.

Згідно [5,6,7,22] крутний момент при нарізанні різьби мітчиками різних типів визначають за формулою:

$$M_{кр} = C_m d^{x_m} p^{y_m} \quad (6.13)$$

де при різьбонарізанні титану та його сплавів за даними [5, 22]:

$C_m = 1,3$ – постійний коефіцієнт для заданих умов;

d – діаметр мітчика;

p – крок різьби.

$$x_m = 1,4 ; y_m = 1,5$$

Дана залежність є емпіричною і отримана на основі експериментальних досліджень, при чому, не відображає впливу на крутний момент $M_{кр}$ кількості зубців, довжини та кута нахилу різальної кромки та геометричних параметрів мітчика. При такій структурі залежність для визначення $M_{кр}$ при кожній комбінації діаметра мітчика d , кількості зубців Z і кута різальної частини φ_i повинна мати своє значення C_m . Це є недоліком формули, оскільки обмежує область її застосування.

За даними [9, 10], А.А. Рождественським для визначення крутного моменту при роботі машинних мітчиків, запропоновано формулу:

$$M_{кр} = C_m \frac{d^{1,25} p^{1,75} Z^{0,2}}{(tg \varphi)^{0,2}} \quad (6.14)$$

де коефіцієнт C_m . визначається за даними [9,10,13,55] по аналогії з чавуном $HV = 140 \div 180$ і становить $C_m = 1,5$.

Ця формула дозволяє встановити вплив на крутний момент мітчика кількості зубців Z і кута різальної частини φ , проте не враховує вплив на значення допустимого крутного моменту геометричних параметрів різальної частини.

На основі аналізу сил, що виникають в процесі нарізання різьби мітчиками в роботі [8, 20] запропонована формула розрахунку крутного моменту $M_{кр}$, проте не досліджувалась робота різьбонарізання окремих ділянок мітчика і нехтувались сили різання з того припущення, що вони врівноважуються при обробленні за рахунок симетричності оброблюваного отвору:

$$M_{кр} = \frac{d}{2} K_{\xi} S_B \cos \lambda \sum_{i=1}^m S_1 + \frac{d}{2} \mu_1 \sigma_B h_0 \cos \beta \sum_{i=1}^m B_i \quad (6.15)$$

де K_{ξ} – безрозмірна питома сила,

S_B – дійсна границя міцності при розтязі,

λ – кут нахилу різальних кромок,

S_i – площа перерізу зрізаного шару,

μ_1 – коефіцієнт тертя по задній поверхні,

h_0 – висота профілю різьби,

β – кут підйому різьби,

B_i – довжина різальних кромок, для i -го леза.

Аналіз наведених залежностей (6.13...6.15) показує що залежність (6.15) є найбільш інформативною при відомій питомій силі, яка залежить від переднього кута γ_i , усадки стружки, довжини контакту стружки з інструментом та від середніх дотичних напружень в зоні стружкоутворення і на передній поверхні інструмента.

Користуючись даними робіт [5, 6, 8, 35, 36, 37, 38] можна визначити питому силу при обробленні титану та його сплавів та розрахувати крутний момент що виникає при різьбонарізанні.

Розрахунок силових характеристик процесу різьбонарізання та завантаження різальної частини мітчика дозволять визначити

його напружено-деформований стан і оцінити можливість поломки досліджуваного мітчика під дією сил опору матеріалу заготовки

Таким чином, наведений аналіз проблем підвищення працездатності мітчиків показує що вона залежить насамперед від завантаження різальної частини мітчика. В той же час, це завантаження та розробка різних конструкцій мітчиків, спрямована на підвищення їх працездатності, носили або суто евристичний характер, або базувались на експериментальних дослідженнях без врахування зміни геометричних параметрів мітчиків в процесі нарізання ними різьби, без врахування напружено-деформованого стану цього інструмента та особливостей навантаження.

Слід відзначити, що дослідження працездатності мітчиків проводилися для мітчиків М6 і більше. Тому поряд з загальними проблемами підвищення працездатності цього інструмента при обробленні титану та його сплавів особливе значення займає проблема підвищення працездатності мітчиків малого типорозміру, менших М6, через часті відмови інструмента даного типорозміру викликані недостатньою міцністю самих мітчиків та фізико-механічні властивості титану та титанових сплавів при обробленні яких наявні ускладнені умови різьбонарізання.

6.3.4 Мета і задачі дослідження

Метою роботи є підвищення працездатності мітчиків для оброблення титану та титанових сплавів на основі розробки теорії визначення геометричних параметрів цих інструментів в процесі різьбонарізання (в кінематичній системі координат) та розрахунку напружено-деформованого стану окремих конструктивних елементів для запобігання поломок та викришувань зубців мітчиків.

Для досягнення поставленої мети в процесі дослідження необхідно вирішити наступні задачі:

- проаналізувати шляхи удосконалення конструкції та підвищення працездатності мітчиків для оброблення титану та титанових сплавів;
- розробити теорію визначення геометричних параметрів різальної частини мітчиків в кінематичній системі координат;

- дослідити вплив конструктивних та інструментальних параметрів різальної частини на геометрію мітчика в кінематичній системі координат;
- розробити рекомендації з вибору геометричних параметрів різальної частини мітчиків для оброблення титану та титанових сплавів;
- враховуючи особливості процесу різьбонарізання, уточнити метод розрахунку силового навантаження;
- на основі досліджень процесу різьбонарізання в титані та титанових сплавах, розробити рекомендації по удосконаленню конструктивних параметрів мітчиків для оброблення цих матеріалів;

6.4 Вплив конструктивних параметрів на значення кінематичних параметрів

Мітчики відносяться до інструментів, подача яких визначається конструкцією. Менші швидкості головного руху при різьбонарізанні мітчиками та значні подачі, що дорівнюють кроку різьби, в порівнянні з іншими інструментами ставлять задачу визначення геометричних параметрів різальної частини мітчика в кінематичній системі координат в якій більш точно відображається їх зміна в процесі різьбонарізання, що дає можливість на основі аналізу впливу конструктивних параметрів та умов різьбонарізання призначати більш доцільну геометрію для збільшення працездатності інструменту.

Як показав аналіз конструкцій, мітчики виготовляються з прямою та гвинтовою стружковими канавками, проте найбільшого застосування в промисловості набули мітчики з прямими канавками, оскільки різьбонарізання мітчиками з гвинтовими канавками супроводжується підвищеними температурами в зоні різання і потребує додаткового підведення змашувально-охолоджуючих рідин, що є ускладненою операцією для мітчиків малого типорозміру (M2÷M6), через неможливість реалізації технологічних каналів підведення МОР в конструкції інструмента.

Розглянемо геометрію різальної частини мітчиків з прямими стружковими канавками в різних системах координат.

6.4.1 Кінематичний кут в плані

Одним з основних геометричних параметрів різальної частини мітчика є кут в плані φ . Його величина визначає зусилля різання при врізання мітчика в заготовку та товщину зрізаного шару при обробленні різбового отвору. Оскільки при обробленні титану та титанових сплавів виникають значні крутні моменти опору оброблюваного матеріалу різальним кромкам інструмента, то визначення кута в плані має велике значення при проектуванні та виготовленні інструмента.

Величину головного кінематичного кута в плані визначають інструментальні кут в плані φ_i , передній кут γ_i та радіус досліджуваної точки мітчика на різальній кромці. Зміна кінематичного кута в плані φ_k вздовж різальної кромки мітчиків різного типорозміру (M2÷M24) наведено в табл. 6.3.

Аналіз зміни кінематичного кута в плані φ_k показує, що вздовж різальної кромки мітчиків в діапазоні значень інструментальних кутів $\varphi_i = 5 \dots 15^\circ$ та $\gamma_i = 5 \dots 15^\circ$ кут в плані φ_k змінюється несуттєво і практично дорівнює інструментальним кутам, що пояснюється конструктивними параметрами нарізаної різьби та діаметральним розташуванням різальних кромок.

Табл. 6.3. Кінематичний кут у плані вздовж різальної частини.

Мітчик M2						
Інструментальні геометричні параметри різальної частини мітчика		Радіус досліджуваної точки різальної частини мітчика, мм				
		0,8	0,85	0,9	0,95	1
1	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	5	5	5	5	5
3	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	4,94	4,96	4,98	4,99	5
2	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	14,99	14,99	14,99	15	15
4	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	14,77	14,84	14,89	14,93	15
Мітчик M6						
Інструментальні геометричні параметри різальної частини мітчика		Радіус досліджуваної точки різальної частини мітчика, мм				
		2,6	2,7	2,8	2,9	3
1	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	4,99	5	5	5	5
2	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	4,86	4,92	4,95	4,98	5
3	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	14,96	14,98	14,99	15	15
4	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	14,52	14,70	14,82	14,91	15

Мітчик M12						
Інструментальні геометричні параметри різальної частини мітчика		Радіус досліджуваної точки різальної частини мітчика, мм				
		5,6	5,7	5,8	5,9	6
1	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	4,99	4,99	5	5	5
3	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	4,95	4,96	4,97	4,99	5
2	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	14,98	14,98	14,99	14,99	15
4	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	14,84	14,87	14,9	14,95	15
Мітчик M24						
Інструментальні геометричні параметри різальної частини мітчика		Радіус досліджуваної точки різальної частини мітчика, мм				
		10	10,5	11	11,5	12
1	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	4,99	4,99	5	5	5
2	$\varphi_i = 5^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	4,95	4,97	4,98	5	5
3	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 5^\circ$	14,98	14,98	14,99	14,99	15
4	$\varphi_i = 15^\circ, \gamma_i = 15^\circ$	14,83	14,87	14,91	14,97	15

6.4.2 Кінематичний кут нахилу різальної кромки

Кут нахилу різальної кромки λ та його знак визначають напрям виведення стружки з зони різання. Так, при обробленні наскрізних отворів кут нахилу різальної кромки виконується додатним для забезпечення виведення стружки заготовки в напрямку подачі, а для глухих отворів - від'ємним, для запобігання накопичування стружки в отворі заготовки.

На рис. 6.2 наведені графічні залежності $\lambda_k = f(R)$ - зміни кінематичного кута нахилу різальної кромки λ_k вздовж її довжини.

Значення кінематичних кутів нахилу різальної кромки лежать у від'ємній області (графіки 2, 3, 4 рис. 6.2), що характерно для оброблення глухих отворів.

Діапазон зміни λ_k лежить в межах 0,5...1,5°. Попарний порівняльний аналіз графічних залежностей показує, що найсуттєвіший вплив на кінематичний кут нахилу різальної кромки мають інструментальний кут в плані φ_i та передній кут γ_i . Так, збільшення кута в плані φ_i з 5° до 15°, збільшує кінематичний кут нахилу різальної кромки λ_i на 1° (графіки 2, 4 рис. 6.2).

Збільшення переднього інструментального переднього кута γ_i з 5° до 15° , збільшує λ_k на $3 \dots 3,5^\circ$ (графіки 1, 2 рис. 6.2) та додатково переводить значення кінематичного кута нахилу різальної кромки λ_k в додатну область, що покращує умови різьбонарізання в наскрізних отворах.

Аналіз графічних залежностей показує що, зі збільшенням значень інструментальних переднього кута та кута в плані, величина кінематичного кута нахилу різальної кромки зростає вбік області додатних значень, причому інтенсивність зростає при збільшенні типорозміру мітчика.

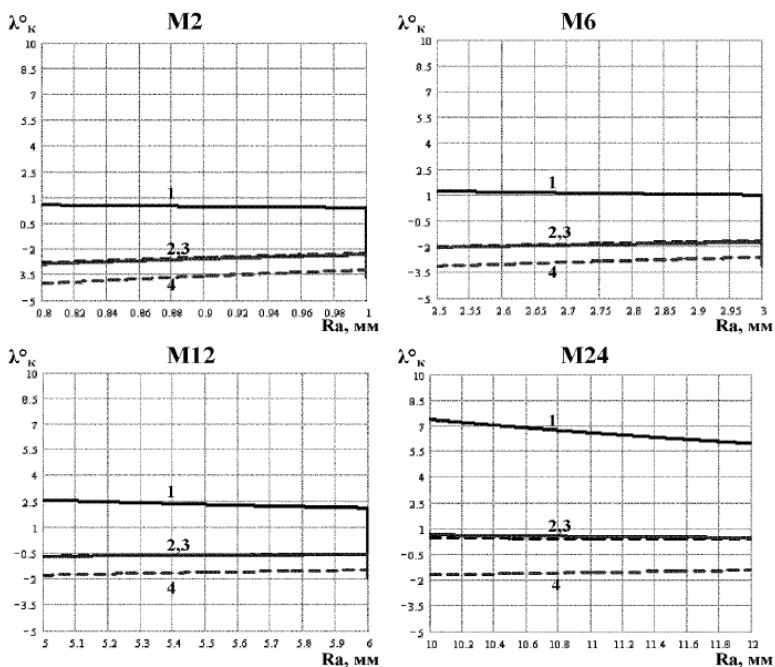


Рис. 6.2. Зміна кінематичного кута нахилу різальної кромки λ_k вздовж різальної частини мітчика.

- 1 - $\phi = 15^\circ, \gamma = 15^\circ$; 2 - $\phi = 15^\circ, \gamma = 5^\circ$;
 3 - $\phi = 5^\circ, \gamma = 15^\circ$; 4 - $\phi = 5^\circ, \gamma = 5^\circ$

Отже при значеннях інструментальних кутів $\gamma_i = 15^\circ$ та $\phi_i = 15^\circ$, наявність додатного кута нахилу різальної кромки спри-

яє направленню стружки вздовж подачі інструмента, що характерно для оброблення наскрізних отворів.

Проте для мітчиків менших М6 збільшення додатного кута нахилу різальної кромки не перевищує 1...2°, що практично не може здійснювати значного впливу на схід стружки навіть для глухих отворів. Підтвердженням цього висновку служить той факт, що мітчики для глухих отворів мають $\varphi_i = 15^\circ$.

6.4.3 Кінематичний передній кут

Величина переднього кінематичного кута залежить від інструментального кута в плані φ_i , переднього інструментального кута γ_i та радіуса досліджуваної точки мітчика на різальній кромці інструмента.

Зміна кінематичного переднього кута на різальній частині мітчиків (М2..М24) наведена на рис. 6.3.

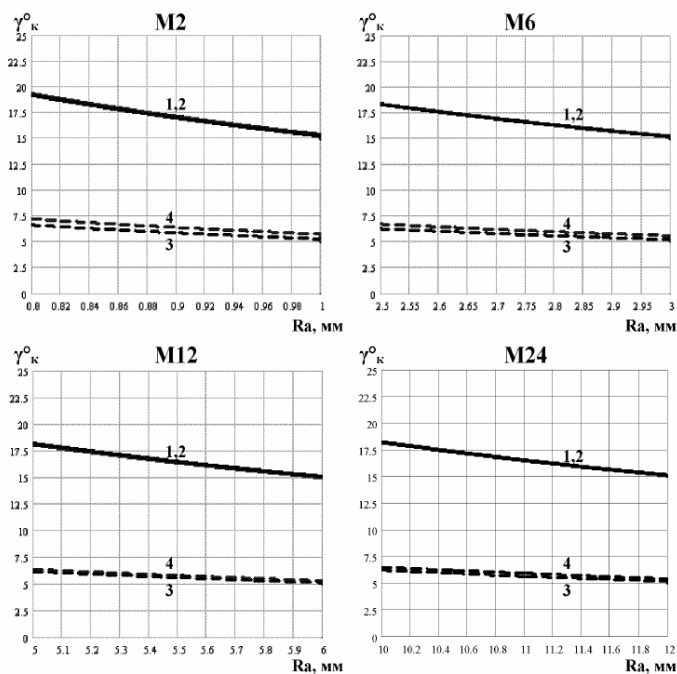


Рис. 6.3. Зміна кінематичного переднього кута γ_k на різальній

частині мітчика.

1 - $\varphi=15^\circ, \gamma=15^\circ$; 2 - $\varphi=5^\circ, \gamma=15^\circ$;
3 - $\varphi=15^\circ, \gamma=5^\circ$; 4 - $\varphi=5^\circ, \gamma=5^\circ$.

Аналіз графічних залежностей показує що кінематичний передній кут мітчиків суттєво змінюється вздовж різальної кромки робочої частини. Спостерігається збільшення передніх кінематичних кутів від периферії до серцевини різальної частини мітчика.

Найбільші значення передніх кінематичних кутів досягаються на найменших діаметрах різальної частини, тобто при входженні мітчика в матеріал заготовки.

Таким чином, аналіз наведених графічних залежностей зміни передніх кінематичних кутів показує, що найбільший вплив на їх величини має зовнішній діаметр мітчика (при збільшенні зовнішнього діаметра мітчика, передній кінематичний кут зменшується), а отже і подача та крок нарізаної різьби що закладені в конструкцію, оскільки при збільшенні типорозміру інструмента інтенсивність зміни кінематичного переднього кута γ_k суттєво збільшується.

Інструментальний передній кут γ_i прямопропорційно впливає на кінематичний передній кут, причому їх значення в вершинних різальних кромках різальної частини рівні між собою.

Вплив зовнішнього діаметра мітчика спостерігається лише на різальній частині інструмента, на периферії калібрувальної частини спостерігається відповідність кінематичних геометричних параметрів інструментальним.

6.4.4 Задній кінематичний кут

Одним з основних геометричних параметрів мітчика, що визначає можливість процесу різьбонарізання є величина заднього кута α , якій забезпечує відсутність затирання задньої поверхні по оброблюваному матеріалу та можливість реверсування при виведенні мітчика з обробленої заготовки.

Зміна заднього кінематичного кута α_k вздовж різальної кромки представлена на рис. 6.4. Аналіз графічних залежностей (рис. 6.4) показує, що значення кінематичних кутів мітчиків на периферії, де задаються інструментальні менші від них $\varphi = 15^\circ$ в діапазоні $\gamma_i = 5 \dots 15^\circ$ задній кут дорівнює $\alpha_k = 3^\circ 45'$, а при $\varphi = 5^\circ$ становить $\alpha_k = 3^\circ 15'$. Крім того спостерігається зменшення задніх кінематичних кутів від периферії до серцевини.

При цьому на зміну кута α_k вздовж різальної кромки впливає тільки передній інструментальний кут. Як показав аналіз, при більших значеннях кута γ_i кути α_k вздовж різальної кромки більше інструментальних.

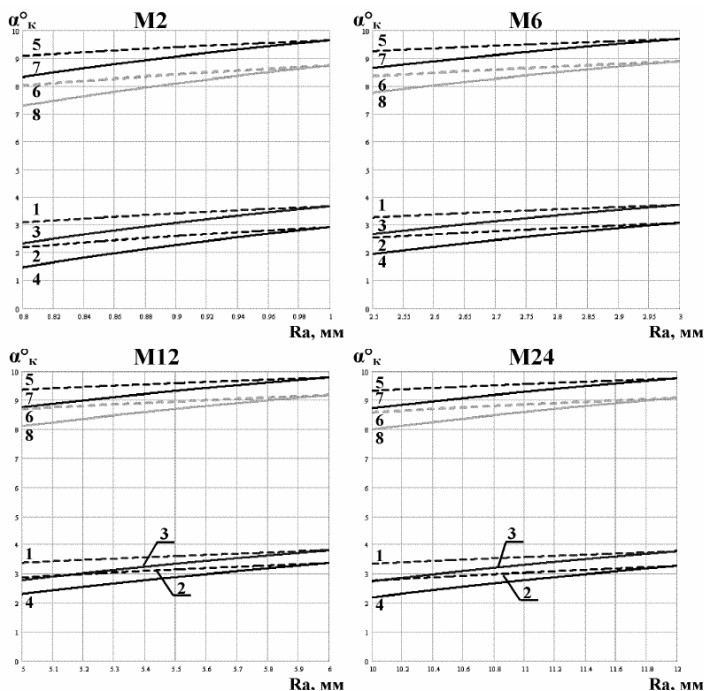


Рис. 6.4. Зміна кінематичного заднього кута α_k на різальній частині мітчика.

- 1 - $\varphi=15^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=4^\circ$; 2 - $\varphi=15^\circ, \gamma=5^\circ, \alpha=4^\circ$;
 3 - $\varphi=5^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=4^\circ$; 4 - $\varphi=5^\circ, \gamma=5^\circ, \alpha=4^\circ$;
 5 - $\varphi=15^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=10^\circ$; 6 - $\varphi=15^\circ, \gamma=5^\circ, \alpha=10^\circ$;
 7 - $\varphi=5^\circ, \gamma=15^\circ, \alpha=10^\circ$; 8 - $\varphi=5^\circ, \gamma=5^\circ, \alpha=10^\circ$.

При чому це спостерігається для всіх розмірів мітчиків. Слід відзначити, що значення заднього інструментального кута регламентується стандартом (ГОСТ 3266-81), і він дорівнює для всіх типів мітчиків $\alpha_i = 4^\circ$. Проте, як показує аналіз, при різних зна-

ченнях кутів біля серцевини φ_i та γ_i значення α_k коливається в межах від $1^\circ 20'$ до $2^\circ 20'$ при заданому α_i .

В той же час значення кутів α_k в зоні близькій до серцевини залежить від розмірів мітчика. Так для мітчиків розміром М6÷М24 при $\alpha_i = 4^\circ$ в центральній зоні будуть відповідно коливатись в межах $2^\circ \dots 3^\circ 20'$ (рис. 6.4 а, б, в).

Наведений аналіз показує, що кінематичні кути зменшуються у порівнянні зі статичними. Збільшення кінематичних кутів, головного кута в плані та головного переднього кута знижує інтенсивність зміни заднього кута вздовж різальної кромки.

Враховуючи, що при стандартних кутах $\alpha_i = 4^\circ$ кути α_k на різальній кромці можуть зменшуватись до 2-х разів, що призводить до зменшення стійкості інструменту і служить причиною викривлення зубців мітчика та виникає необхідність збільшення інструментальних задніх кутів.

Крім значення заднього кута на зношування задньої поверхні впливає її форма. Саме від заднього кута α та форми задньої поверхні залежить стабільна робота мітчиків.

Проте серед конструктивних параметрів мітчика в найменшій мірі досліджений вплив форми задньої поверхні різальних зубів на працездатність інструменту.

Виникає задача аналізу існуючих форм задньої поверхні зуба мітчиків, які можуть бути використані при обробленні титану та титанових сплавів, та розробки рекомендацій щодо їх вибору для запобігання явища заклинювання коренів стружки при реверсуванні мітчиків, що особливо важливо для мілкорозмірних мітчиків.

6.5 Форми задньої поверхні зуба мітчика

Задня поверхня мітчика може мати різну форму. Найчастіше задня поверхня створюється шляхом затилювання по Архімедові спіралі, також використовується як радіальне, так і осьове затилювання.

При прямолінійній вершинній кромці мітчика з прямими канавками форма задньої затилюваної поверхні буде ідентичною при відповідному виборі величин радіального і осьового затилювання. Проте, при такій формі затилювання задньої поверхні при обробці глухих і крізних отворів, нарізаних не на всю глибину, стабільна робота мітчика не гарантується.

Це пояснюється тим, що в кінці процесу нарізання різьби перед кожним зубом залишається невідокремлене від основного металу коріння стружки (рис. 6.5 *a*).

Коріння стружки при вивертанні мітчика повинне зрізатися потиличною поверхнею подальшого зуба (рис. 1.1,*б*). При цьому вони можуть потрапляти під задню поверхню інструменту, викликаючи затискання стружки, і приводити до викришування різальних кромки. З метою усунення цього недоліку застосовують спеціальні форми поверхні.

6.5.1 Спеціальні форми задніх поверхонь різальної частини мітчика

Найбільш поширені спеціальні форми поверхонь, що часто зустрічаються, приведені на рис. 6.5.

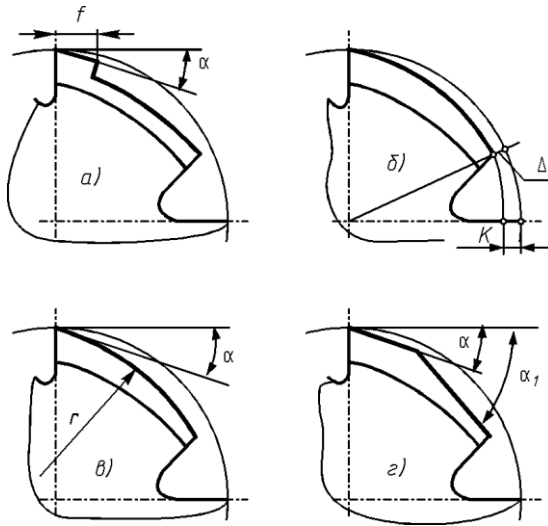


Рис. 6.5. Спеціальні задні поверхні:

- a*) – затилювання на невеликій ділянці задній поверхні;
- б*) – затилювання із заданим значенням Δ ;
- в*) – затилювання по колу;
- г*) – затилювання по площинах.

Затилування по спіралі Архімеда із заданим кутом α може виконуватися на незначній ділянці f , як дотична до різальної кромки, а решта частини профілю зуба утворюється у формі дуги кола (рис.6.5,*a*). Величина s в цьому випадку приймається рівною $\Delta = 0,06 \dots 0,1$ мм для кроку різьби $0,75 \dots 3$ мм.

Таке формування задньої поверхні забезпечує, при викручуванні мітчика, відрив або зрізання кромкою спинки зуба недорізаного кореня стружки, що запобігає попаданню кореня стружки під задню поверхню і викришування різальних кромки. При такій формі задньої поверхні різальних зубів мітчика суттєво підвищується стійкість.

6.5.2 Комбінована форма задньої поверхні з плоскою затилочною поверхнею.

Комбінована форма задньої поверхні з плоскою допоміжною затилочною поверхнею наведена на рис. 6.6.

Профіль задньої поверхні в торцевому перерізі складається з двох ділянок, ділянки AB утвореною затилуванням по Архімедові спіралі або по площині та примикаючої до неї плоскій затилочної поверхні BE .

Ділянка примикаюча до різальної кромки AB відповідає розміру фаски f , розмір якої приймається в межах від $R \sin \alpha$ до $2R \sin \alpha$, де R - зовнішній діаметр мітчика, α - головний задній кут.

При формуванні плоскій допоміжній затилочній поверхні при заданій величині Δ виникає задача визначення кута α_1 , під яким заточується ця поверхня.

З точки O проводимо пряму під кутом ε до перетину з зовнішнім діаметром в точці C . Кут ε визначається за залежністю:

$$\varepsilon = \frac{2\pi}{Z} - \theta \quad (6.16)$$

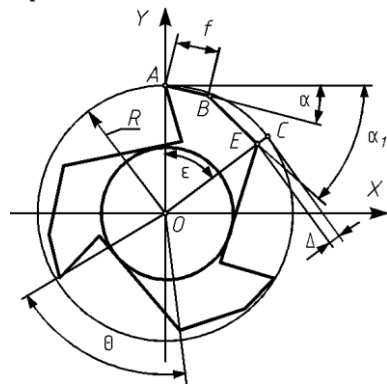


Рис. 6.6. Форма задньої поверхні мітчика з плоскою затилочною поверхнею

де Z – кількість канавок мітчика;
 θ – кут розкриття стружкової канавки мітчика.

Через точку B проводимо пряму BE так, щоб CE дорівнювало заданому значенню Δ . В площині хузапишемо координати точок B, C та E .

Координати точки B :

$$\begin{aligned} X_B &= f \cos \alpha, \\ Y_B &= -f \sin \alpha. \end{aligned} \quad (6.17)$$

Координати точки C :

$$\begin{aligned} X_C &= R \sin \varepsilon, \\ Y_C &= R \cos \varepsilon. \end{aligned} \quad (6.18)$$

Координати точки E :

$$\begin{aligned} X_E &= X_C - \Delta \sin \varepsilon = R \sin \varepsilon - \Delta \sin \varepsilon = (R - \Delta) \sin \varepsilon, \\ Y_E &= Y_C + \Delta \cos \varepsilon = R \cos \varepsilon + \Delta \cos \varepsilon = (R + \Delta) \cos \varepsilon. \end{aligned} \quad (6.19)$$

Кут α_1 визначиться з співвідношення:

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{X_B - Y_E}{X_E - X_B} = \frac{R \cos^2 \varepsilon - (R + \Delta)}{(R - \Delta) \sin \varepsilon - R \sin \alpha \cos \alpha}. \quad (6.20)$$

В залежності від діаметра інструмента параметр Δ вибирається в межах 0,03...0,1 мм [5].

При формуванні задньої затилочної поверхні мітчика по колу радіусом r (рис. 6.6,з) виникає задача визначення радіуса цього кола та положення його центра.

6.5.3 Комбінована форма задньої поверхні з радіусною затилочною поверхнею

На рис. 6.7 представлена схема визначення радіуса кола допоміжної затилочної поверхні мітчика та положення його центра.

Вважаємо, що задня поверхня мітчика, примикаюча до різальної кромки визначається фаскою f і є гострозаточеною під головним заднім кутом α . Радіус кола в точці B дорівнює:

$$R_B = R \cos \alpha \quad (6.21)$$

де R - зовнішній радіус мітчика.

Профіль стружкової канавки суміжного зуба обмежений лінією CE . З центра проводиться коло радіусом $r = R_B - \Delta$, яке перетинаючись з прямою CE , визначає положення точки C .

Відрізок BC ділиться навпіл в точці F , $BF=FC$. З точки F проводимо пряму FO' , перпендикулярну BC . З точки B проводиться пряма BO рівна радіусу кола допоміжної затилочної поверхні.

Точка перетину прямих FO' та BO' буде центром кола профілю допоміжної затилочної поверхні, радіус r якого становить $r = BO' = CO'$.

З графічного розв'язку отримуємо:

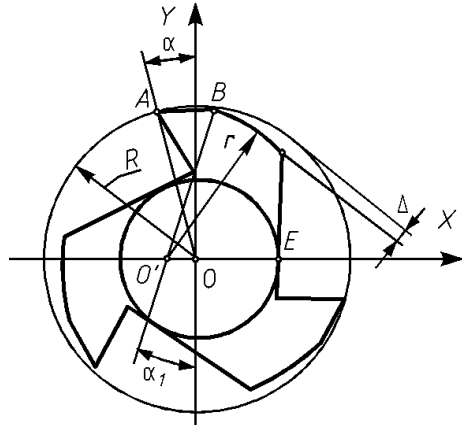


Рис. 6.7. Визначення радіуса допоміжної затилочної поверхні та положення її центра

$$O'E = h + r \sin \alpha = r \cos \alpha . \quad (6.22)$$

Звідки

$$\cos \varepsilon = \frac{h + r \sin \alpha}{r} . \quad (6.23)$$

Визначимо координати точки C у системі координат xu , яка повернута на кут α відносно початкових осей мітчика, проведених через вершинну точку різальної кромки.

Координати точки C становлять:

$$\begin{aligned} X_C &= h, \\ Y_C &= R - r(\cos \alpha_1 - \sin \varepsilon). \end{aligned} \quad (6.24)$$

Відстань

$$OC = \sqrt{h^2 + (R_B - r(\cos \alpha_1 - \sin \varepsilon))^2}. \quad (6.25)$$

Розв'язуючи рівняння відносно r , отримуємо:

$$r = \frac{R \pm \sqrt{R^2 + (h^2 + R^2 + (R - \Delta)^2)}}{2(\cos \alpha_1 - \sin \varepsilon)} = \frac{R \pm \sqrt{(R - \Delta) - h}}{2(\cos \alpha_1 - \sin \varepsilon)}. \quad (6.26)$$

При знайденому радіусі r , координати точки O' визначаються за залежностями:

$$\begin{cases} X'_O = -R \sin \alpha_1 \\ Y'_O = R - r \cos \alpha_1 \end{cases} \quad (6.27)$$

Таким чином, задаючись величиною Δ можна розрахувати радіус кола затилування та положення його центру.

Зважаючи на те, що збільшення кута в плані та переднього кута зменшують головні задні кути на периферії та вздовж різальної кромки, що може призвести до заклинювання кореня стружки під задньою поверхнею та викришування зубців мітчика, то застосування комбінованих поверхонь дозволяє уникнути цього явища.

6.6 Висновки

На основі загальної теорії визначення геометричних параметрів інструменту одержані залежності для розрахунку кінематичних геометричних параметрів різальної частини мітчика, що визначають його геометрію в процесі різьбонарізання.

Встановлено, що у стандартних мітчиків з прямими стружковими канавками кінематичний кут нахилу різальної кромки залежить від значень інструментального кута в плані φ_i та переднього γ_i кутів. У мітчиків M2-M24 при $\varphi_i = 5^\circ$ та $\gamma_i = 5^\circ$ на периферії він відповідно досягає значень $\lambda_k = -4 \dots -2^\circ$, а при $\varphi_i = 15^\circ$ та $\gamma_i = 15^\circ$ кут нахилу різальної кромки набуває додатніх значень і становить $(45' \dots 7^\circ 15')$.

Вперше встановлено, що у мітчиків передній кінематичний кут γ_k збільшується від периферії до серцевини. Діапазон зміни γ_k залежить від значення інструментального кута в плані φ_i . Зі збільшенням φ_i зростає інтенсивність зміни переднього кінематичного кута вздовж різальної кромки.

Вперше встановлено, що кінематичний задній кут мітчика менший інструментального, і на відміну від інструментальних, що залишаються незмінними на різальній кромці, α_k зменшується від периферії до серцевини. Діапазон зміни значень залежить від величини φ_i та γ_i .

Вперше встановлено, що у стандартних мітчиків з незмінним вздовж різальної кромки $\alpha_i = 4^\circ$ в діапазоні розмірів М2-М24, кути α_k зменшуються в межах від $1^\circ \div 2^\circ 30'$ до $20' \div 1^\circ 45'$ в залежності від величин інструментальних кутів φ_i та γ_i . Показано, що різниця між α_i та α_k тим менша чим більший кут φ_i , а інтенсивність зміни α_k зменшується при великих передніх інструментальних кутах γ_i .

Показано, що зменшення кутів α_k може призвести до заклинювання недорізаних коренів стружки в глухих отворах. Запропоновано удосконалення форми задньої поверхні та одержані залежності для її формування.

Список літератури

6. Алексеев Г.А. Расчет и конструирование режущего инструмента / Г. А. Алексеев, В. А. Аршинов, Е. А. Смольников. - М.: Машгиз, 1951.- 602 с.
7. Аршинов В.А. Резание металлов и режущий инструмент / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев. - М.: Машиностроение, 1976.- 440 с.
8. Баранчиков В.И. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов: Справочник / [В.И. Баранчиков, А.В. Жаринов, Н.Д. Юдина и др.]; под ред. В.И. Баранчикова - М.: Машиностроение, 1990. - 400 с.
9. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента / А.И. Бетанели - Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1973. - 304 с.
10. Бобров В.Ф. Многопроходное нарезание крепежных резьб резцом / В.Ф. Бобров - М.: Машиностроение, 1982. - 104 с.
11. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров - М.: Машиностроение, 1975. - 344 с.

12. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В.Ф. Бобров. - М.: Машгиз, 1962. - 152с.
13. Васин С.А. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. - М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2001. - 448 с.
14. Грановский Г.И. Металлорежущие инструменты / Г.И. Грановский - М.: Машгиз, 1954. - 278 с.
15. Грановский Г.И. Резание металлов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. - М.: Высшая школа, 1985 - 304с.
16. Гуревич Я.Л. Режимы резания труднообрабатываемых материалов : Справочник. / Я.Л. Гуревич - М.: Машиностроение, 1976. - 176 с.
17. Зорев Н.Н. Обработка резанием тугоплавких сплавов / Н.Н. Зорев, З.М. Фетисова - М., «Машиностроение», 1966, - 224 с.
18. Иноземцев Г.Г. Проектирование металлорежущих инструментов / Г.Г. Иноземцев. - М.: Машиностроение, 1984. - 272 с.
19. Иткин М.Э. Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / М.Э. Иткин - Куйбышевское обл. книжное издательство, 1962, - 167 с.
20. Карцев С.П. Инструмент для изготовления резьбы / С.П. Карцев - М.: Машгиз, 1955. - 245 с.
21. Кирсанов Г.Н. Проектирование инструментов. Кинематические методы / Г.Н. Кирсанов.- М.: Машиностроение, 1984.- 272 с.
22. Клушин М.И. Резание металлов / М.И. Клушин. - М.: Машгиз, 1958.- 453 с.
23. Кравченко Б.А. Остаточные напряжения при обработке жаропрочных материалов точением. В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / Б.А. Кравченко, Б. П. Светличный - Куйбышевское обл. книжное издательство, 1962, - 397 с.
24. Кривоухов В.А. Обработка резанием титановых сплавов / В.А. Кривоухов, А.Д. Чубаров. -М.: Машиностроение, 1970, 180 с.
25. Кушнер В.С. Основы теории стружкообразования: Учебное пособие. В 2-х кн. Кн. 1: Механика резания / В.С. Кушнер. - Омск : Изд-во ОмГТУ, 1996. - 130 с.

26. Ларин М.Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов / М.Н. Ларин - М., Оборонгиз, 1953, - 146 с.
27. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб / В.В. Матвеев - М.: Машиностроение, 1968. - 116 с.
28. Матюха П.Г. Теорія різання. Навчальний посібник / П.Г. Матюха. - Донецьк: ДонНТУ, 2005. - 256с.
29. Метчики машинные и ручные. Конструкция и размеры. ГОСТ 3266-81.
30. Митряев К.Ф. Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / К.Ф. Митряев, В.И. Комиссаров - Куйбышевское обл. книжное издательство, 1962, - с. 43-67.
31. Петрухин С.С. Общий метод определения кинематических параметров режущей части металлорежущих инструментов / С.С. Петрухин - «Известия вузов. Машиностроение. № 10», 1962. - С. 151-155.
32. Петрухин С.С. Основы проектирования режущей части металлорежущих инструментов / С.С. Петрухин. - М.: Машгиз, 1960. - 163 с.
33. Подураев В.И. Резание труднообрабатываемых материалов / В.И. Подураев.- М.: Высш. шк., 1974. - 590 с.
34. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов. В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / М.Ф. Полетика - Куйбышевское областное книжное издательство, 1962, - с. 28-35.
35. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. -М. : Машиностроение, 1969. - 150 с.
36. Равська Н.С. Основи кінематичної теорії визначення геометричних параметрів різальної частини інструменту / Н.С. Равська // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – 2009. - Вип.24. – С. 9-18.
37. Резников Н.И. Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов / Н.И. Резников - Куйбышевское областное книжное издательство, 1962, - с. 5-23.
38. Резников Н.И. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / Н.И. Резников - М.: Машиностроение, 1972. - 250 с.

39. Родин П.Р., Металорізальні інструменти / П.Р. Родин, Ю.М. Бугай, Н.С. Равська та ін. – К.: НМК ВО, 1992. – 226с.
40. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов/ А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. - М., Свердловск : Машгиз, 1956. - 319 с.
41. Розенберг Ю.А. Силы резания и методы их определения : в 2 ч. / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман. - Курган : КМИ, 1995. Ч. 1: Общие положения. 1995. -128 с.
42. Розенберг Ю.А. Силы резания и методы их определения : в 2 ч. / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман. - Курган : КМИ, 1995. Ч. 2: Расчет сил при различных видах обработки. 1995. - 104 с.
43. Розенберг Ю.А. Резание материалов: [учебн. для техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. - Курган : Изд-во ОАО "Полиграфический комбинат Зауралье", 2007. - 294 с.
44. Романов К.Ф. Высокопроизводительная обработка титановых сплавов резанием / К.Ф. Романов. – М. : Москва. 1958. 26 с.
45. Филиппов Г.В. Режущий инструмент / Г.В. Филиппов.- Л.: Машиностроение, 1982. - 446с.
46. Чечулин Б.Б. Титановые сплавы в машиностроении / Б.Б. Чечулин - Л.: Машиностроение. 1977. - 248с.
- 47.

Електронне мережне видання

Красновид Дмитро Олександрович
Охріменко Анатолій Олександрович
Пасічник Віталій Анатолійович
Солодкий Валерій Іванович
Яковенко Дмитро Васильович

ПРОБЛЕМИ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ
Частина II

Ум. рук. листів 13,8
Київський політехнічний інститут
ім. Ігоря Сікорського
Київ - 2019