

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ**  
**ЖИТОМИРСЬКИЙ ДЕРЖАВНИЙ ТЕХНОЛОГІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

П.П. Мельничук, Г.М. Виговський, О.А. Громовий,  
В.М. Бушля, В.Ю. Лосєв

**ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ**  
**ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ТОРЦЕВИМ ФРЕЗЕРУВАННЯМ**

Монографія

Житомир  
ЖДТУ  
2017

УДК 621.9.01  
П 32

### **Рецензенти:**

Полонський Л.Г. – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри прикладної механіки і комп'ютерно-інтегрованих технологій Житомирського державного технологічного університету;

Луців І.В. – доктор технічних наук, професор, заслужений працівник освіти України, завідувач кафедри конструювання верстатів, інструментів та машин Тернопільського національного технічного університету ім. Івана Пулюя.

Публікується згідно із рішенням Вченої ради Житомирського державного технологічного університету, протокол № 4, від 27 листопада 2017 р.

У монографії розглянуті питання підвищення ефективності обробки плоских поверхонь з застосуванням процесів нестационарного різання.

Використання нових способів формоутворення плоских поверхонь з застосуванням прогресивних конструкцій інструментів та полікристалічних надтвердих матеріалів, оптимізації геометрії інструмента і режимів різання дозволяє усунути дефекти поверхневого шару, які властиві традиційним методам обробки, та виключити із технологічних процесів обробку малопродуктивними абразивними інструментами.

Матеріали монографії призначені для наукових і інженерно-технічних працівників, пов'язаних з обробкою плоских поверхонь деталей машин і механізмів, а також можуть бути корисні студентам, аспірантам і докторантам машинобудівних закладів вищої освіти.

УДК 621.9.01

ISBN 978-966-683-492-1

П.П. Мельничук, Г.М. Виговський, О.А. Громовий,  
В.М. Бушля, В.Ю. Лоев

## ЗМІСТ

ВСТУП	7
РОЗДІЛ 1	9
ОСОБЛИВОСТІ КОНСТРУКТИВНИХ ТА ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ОБРОБКИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ В УМОВАХ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ....	
1.1. Можливості методів обробки в забезпеченні точності розмірів і параметрів стану плоских поверхонь деталей машин	9
1.2. Комбіновані способи обробки плоских поверхонь деталей. Лезова обробка та поверхневе пластичне деформування	13
1.3. Аналіз конструкцій торцевих фрез, які використовуються для обробки плоских поверхонь	14
1.4. Конструктивні особливості існуючого ріжучого і деформуючого інструментів для комбінованої обробки плоских поверхонь деталей	23
1.5. Існуючі схеми зрізання припуску торцевими фрезами, оснащеними НТМ	29
1.6. Аналіз геометричних параметрів одно- та багатоступінчастих фрез для фінішної обробки плоских поверхонь деталей	33
1.7. Режими різання та основні характеристики процесу чистового фрезерування	34
1.8. Вплив косокутної геометрії різальних частин інструментів на характер процесу різання	38
1.9. Шорсткість поверхонь оброблених торцевими фрезами	45
1.10. Вплив геометрії різальних ножів торцевих фрез на шорсткість обробки	46
1.11. Вплив мікрогеометрії обробленої поверхні на експлуатаційні властивості деталей машин	48
1.12. Вплив характеристик вертикально-фрезерних верстатів на процес формоутворення поверхонь	49
1.13. Аналіз надтвердих матеріалів, які використовуються в різальних ножах торцевих фрез	50
Висновки до розділу 1	54
РОЗДІЛ 2	56
КІНЕМАТИКА НЕСТАЦІОНАРНОГО ПРОЦЕСУ ФРЕЗЕРУВАННЯ ТОРЦЕВИМИ СТУПІНЧАСТИМИ ФРЕЗАМИ	
2.1. Схеми різання і параметри зрізуваного шару при чистовій обробці торцеми фрезами	56
2.1.1. Визначення товщини зрізуваного шару	58
2.1.2. Визначення довжин різальних кромки ножів торцевих фрез	65
2.1.3. Розрахунок площин зрізуваного шару	66
2.1.4. Розрахункова висота мікронерівностей оброблюваних деталей	67

2.1.5. Сили різання при торцевому ступінчастому фрезеруванні	67
2.2. Аналіз комбінованих схем різання з регулюванням положення профілюючого різального ножа	77
2.3. Оптимізація геометричних параметрів різальних елементів та конструктивних особливостей чорнових торцевих фрез	79
2.3.1. Модель визначення раціональних геометричних параметрів ножів та режимів обробки за критерієм мінімуму коефіцієнту динамічності	79
2.3.2. Прогнозування сумарних значень сил різання при чорновому торцевому фрезеруванні спірально-ступінчастими фрезами з надтвердих матеріалів	91
2.4. Обґрунтування та технологічне забезпечення об'єднання чорнової та чистової обробок плоских поверхонь деталей торцевим лезовим інструментом	105
2.5. Дослідження впливу нерівномірності руху подачі на шорсткість поверхонь деталей, оброблених лезовим інструментом	109
2.6. Зв'язок мікрорельєфу поверхонь пар тертя з інтенсивністю їх зношування при нестационарних умовах експлуатації	113
Висновки до розділу 2	123
<b>РОЗДІЛ 3</b>	<b>124</b>
<b>ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ, ОСНАЩЕНИХ ПОЛІКРИСТАЛІЧНИМИ НАДТВЕРДИМИ МАТЕРІАЛАМИ В УМОВАХ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ</b>	
3.1. Процеси механічної обробки чистовими торцевими фрезами	123
3.1.1. Дослідження залежності сил різання від геометричних параметрів різальних частин ножів фрез	123
3.1.2. Знос та стійкість чистових торцевих фрез, оснащених НТМ	128
3.1.3. Шорсткість оброблених поверхонь при чистовому торцевому фрезеруванні	136
3.2. Процеси механічної обробки чорновими торцевими фрезами	143
3.2.1. Визначення жорсткості верстата	143
3.2.2. Експериментальне визначення впливу геометрії ножів фрез та режимів обробки на значення складових сили різання	146
3.2.3. Аналіз нормальних середніх контактних напружень на передній поверхні ножа фрези	150
3.2.4. Експериментальне визначення значень динамічних параметрів технологічної оброблюючої системи	153
3.2.5. Дослідження впливу режимів і схеми обробки та геометрії ножа фрези на його перевантаження при врізанні	155
3.2.6. Експериментальне дослідження впливу режимів обробки, при їх інтенсифікації, на характер зношування та період стійкості ножа фрези	161

3.2.7. Експериментальне визначення похибок виставлення різальних елементів чорнової торцевої фрези	164
3.2.8. Дослідження впливу конструкції фрези, схеми різання та режимів обробки на нерівномірність торцевого фрезерування	165
3.3. Процеси механічної обробки торцевими фрезами з комбінованими схемами різання	171
3.4. Процеси механічної обробки інструментом з комбінуванням різання і поверхневого пластичного деформування. Кореляційний та спектральний аналіз оброблених поверхонь. Якісні показники	175
Висновки до розділу 3	177
<b>РОЗДІЛ 4</b>	<b>180</b>
<b>РОЗРОБКА СПОСОБІВ ОБРОБКИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ І ПРОГРЕСИВНИХ КОНСТРУКЦІЙ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ МІНІМІЗАЦІЇ НЕГАТИВНИХ ФАКТОРІВ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ</b>	
4.1. Розробка математичної моделі для визначення мінімального коефіцієнта динамічності технологічної системи при глибинному торцевому фрезеруванні	180
4.2. Конструктивні параметри ступінчастих торцевих фрез косокутного різання	187
4.3. Конструктивні параметри ступінчастих торцевих фрез косокутного різання	192
4.4. Технологічне забезпечення високошвидкісної обробки деталей	198
4.5. Конструкція торцевої фрези для глибинної обробки плоских поверхонь деталей	204
4.6. Розробка конструкції косокутної торцевої фрези з комбінованою схемою різання	208
4.7. Розробка методу обробки плоских поверхонь комбінацією різання і пластичної поверхневої деформації	212
4.8. Технічні і конструктивні особливості розробленого інструменту з комбінацією різання і поверхневого пластичного деформування	227
4.9. Конструктивні і технологічні особливості деталей, призначених для обробки комбінуванням різання з поверхневим пластичним деформуванням	229
4.10. Рекомендації щодо раціонального використання і удосконалення комбінованого методу обробки	241
4.11. Проектування удосконалених інструментів для комбінованої обробки різанням і поверхневим пластичним деформуванням	243
4.12. Розробка способу плоского фрезерування широких площин	247
4.13. Розробка конструкції торцевої фрези для одночасної обробки паралельних площин деталей	252
4.14. Розробка способу плоского фрезерування для забезпечення	257

зменшення складових сили різання і деформацій фрези	
4.15. Розробка торцевої ступінчастої фрези для зменшення вібрацій в умовах нестационарного різання	260
Висновки до розділу 4	265
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	266
ПЕРЕЛІК ДЖЕРЕЛ ПОСИЛАННЯ	268

## ВСТУП

Механічна обробка деталей машин залишається основним способом виготовлення більшості виробів. Пошук розробки нових способів різання, що забезпечують суттєве зростання продуктивності праці без зменшення якісних показників, а також метало- і енергозбереження є вирішенням актуальної проблеми.

Процес лезової обробки являє собою складну сукупність явищ, обумовлених великою кількістю чинників. Більшість з них може змінюватися у часі. Але навіть зміна з усієї сукупності хоча б одного чинника, як правило, призводить до нестаціонарності всього процесу механічної обробки, що істотно ускладнює як його аналіз, так і управління процесом пошуку оптимальних умов його практичної реалізації. Тому для успішного вирішення поставленого завдання, що полягає в розробці конструкторсько-технологічного і системного забезпечення нестаціонарності процесу різання при обробці одно- та багатолезовим інструментом, необхідна систематизація всіх факторів, що визначають як нестаціонарність процесу, так і його вихідні параметри: сили і потужність різання, якість обробленої поверхні, точність форми і розмірів, продуктивність, міцність, стійкість інструменту, економічні показники та інші.

Підвищення ефективності механічної обробки і обробних систем за рахунок управління характером протікання фізичних процесів у системі різання, динамічним навантаженням лез, часом контакту леза зі зрізаними шаром і ослаблення в результаті цього негативної ролі нестаціонарності процесу, що створило передумови для створення принципово нових технічних рішень: інструментів, оснастки і верстатів.

Підвищенню ефективності механічної обробки сприяє можливість зміни плавності входу (врізання) леза в заготовку і виходу з неї на початку і наприкінці робочого ходу відповідно шляхом зміни виду та форми початку контакту зміною кутів леза, що так само дозволяє управляти режимом навантаження леза і, отже, динамічним станом обробної системи як в цілому, так і її окремих елементів.

Традиційні способи обробки деталей різанням досягли певного рівня і в подальшому неспроможні суттєво підвищити продуктивність і якість продукції і потребують удосконалення.

Актуальною задачею, яка вирішена авторами є систематизація досліджень, пов'язаних з нестаціонарністю процесів лезової обробки, а також урівноваження складових сили різання. Розглянуто аспекти динаміки торцевого фрезерування фінішним інструментом і торцевими фрезами з величинами припусків до 6-8 мм, проаналізовано дію моментів врізання інструменту в заготовку, а також побудовано математичний апарат для визначення мінімуму коефіцієнту динамічності технологічної системи. Виконані дослідження впливу нерівномірностей подач робочих органів руху верстатів на якість обробки плоских поверхонь деталей машин і механізмів. Отримані аналітичні залежності дозволили визначати закон навантаження різального елемента інструмента для

досягнення мінімуму динамічного впливу на інструмент. Теоретично визначено і експериментально доведено переваги кінематичного перетворення колової траєкторії руху чистового різця і вигладжувача у прямолінійну, перпендикулярну до вектора подач заготовки при комбінуванні різання з поверхневим пластичним деформуванням, що забезпечує отримання рівномірної шорсткості по ширині обробленої поверхні. Визначені оптимальні режими обробки поверхонь деталей удосконаленим комбінованим методом, що поєднує торцеве ступінчасте фрезерування, чистове стругання і вигладжування, в залежності від матеріалу і термообробки заготовки. Встановлені оптимальні значення зусиль деформування поверхневого шару в залежності від матеріалу заготовок. Забезпечено отримання стабільної шорсткості плоских протяжних поверхонь деталей зі сталей і чавунів. Розроблено математичну модель процесу багатоножового чорнового торцевого фрезерування для проведення силового аналізу, яка, на відміну від існуючих, враховує похибки розташування ножів фрези і елементів режимів різання та перехідні процеси при врізанні і виході ножів. Запропоновані нові способи обробки плоских поверхонь фрезеруванням, розроблені робочі проекти і виготовлені дослідні зразки торцевих фрез, оснащених полікристалічними надтвердими матеріалами, для обробки плоских поверхонь деталей з нежорстких заготовок, одночасної обробки паралельних площин, обробки широких площин, інструмент з планетарним рухом формоутворюючих елементів, торцеві фрези з комбінуванням фрезерування і стругання, фрезерування і поверхневого пластичного деформування, а також пристрої дослідження впливу зміни кутів різання в процесі лезової обробки деталей. Використання нових способів формоутворення плоских поверхонь з застосуванням прогресивних конструкцій інструментів та полікристалічних надтвердих матеріалів, оптимізації геометрії інструмента і режимів різання дозволяє усунути дефекти поверхневого шару, які властиві традиційним методам обробки, та виключити із технологічних процесів обробку малопродуктивними абразивними інструментами. Експериментально досліджений вплив геометричних параметрів різальних частин ножів ступінчастих торцевих фрез, оснащених надтвердими матеріалами, та режимів різання на якість оброблених поверхонь. Для покращення якості обробленої поверхні запропоновано використовувати комбінування різання і поверхневого пластичного деформування. Встановлені раціональні параметри різальних частини фрез, оснащених полікристалічними надтвердими матеріалами: при фрезеруванні загартованої сталі і при фрезеруванні сірого чавуну, що підвищує стійкість фрез. Запропонована технологія дозволяє отримувати високоточні поверхні для виготовлення деталей машин і механізмів. Розроблені способи формоутворення плоских поверхонь деталей дозволяють розширити використання процесів чистової та чорнової лезової обробки деталей інструментами, оснащеними прогресивними надтвердими матеріалами та підвищити продуктивність обробки. Результати використання технології дозволяють зменшити трудомісткість обробки деталей в 1,5-1,8 рази по відношенню до традиційних методів обробки.



## РОЗДІЛ 1

### ОСОБЛИВОСТІ КОНСТРУКТИВНИХ ТА ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ОБРОБКИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ В УМОВАХ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ

#### 1.1. Можливості методів обробки в забезпеченні точності розмірів і параметрів стану плоских поверхонь деталей машин

За часом і умовами контактування ріжучого леза із заготовкою розрізняють безперервне, переривчасте і нестационарне різання. Перший вид характеризується безперервним контактом робочих поверхонь леза із заготовкою при постійних умовах різання. Переривчастий процес різання здійснюється шляхом періодичного контакту різального леза з заготовкою. Обробка поверхонь на верстатах при безперервній і одночасній зміні декількох параметрів: діаметра заготовки, глибини різання, швидкості обробки і кутів різання називається нестационарним різанням.

Найбільш прогресивним методом для обробки плоских поверхонь деталей машин є лезова обробка, а саме – торцеве фрезерування, яке забезпечує високу продуктивність і оптимальні показники якості обробки. В той же час торцева обробка багатоступінчастими фрезами характеризується переривчастим процесом врізання різальних ножів і виходу їх із зони різання, змінними глибинами обробки на кожну ступінь і товщинами зрізу і, таким чином, є нестационарним різанням.

В роботах вітчизняних і закордонних авторів велика увага приділяється розробці нових способів обробки і проектуванню більш досконалих конструкцій фрез з комбінованими схемами різання, а також з комбінованими схемами обробки (фрезерування-вигладжування та ін.) [1–19].

Забезпечення якісної обробки плоских поверхонь деталей при нестационарній обробці за рахунок використання нових методів обробки і конструкцій різальних інструментів, раціональних режимів різання; забезпечення стійкості нових конструкцій торцевих фрез, в яких застосовані ступінчасті схеми різання та безвершинна геометрія різальних ножів, оснащених полікристалічними надтвердими матеріалами (ПНТМ).

Питанням забезпечення якісної і продуктивної обробки плоских поверхонь деталей машин торцевим фрезеруванням питанням присвячено велику кількість робіт вітчизняних і закордонних вчених. Однак, існуючі рішення в цьому напрямку мають частковий характер, відсутні основи створення ефективного інструмента для фрезерних верстатів, не вирішені проблеми його працездатності, надійності, конструктивних елементів.

Суттєвим резервом підвищення продуктивності обробки є можливість створення нових конструкцій торцевих фрез, які б дозволили поєднати декілька операцій обробки (чорнову, напівчистову і чистову операції) за один прохід. В умовах високої вартості верстатогодин на сучасних верстатах це має велике значення на сучасному етапі розвитку інструментального виробництва та машинобудування.

Обробка деталей машин і механізмів в першу чергу стосується обробки їх відповідальних з точки зору експлуатації плоских протяжних поверхонь і вимагає забезпечення не тільки високої точності розмірів та форм, але й необхідних фізико-механічних параметрів поверхневого шару.

До таких деталей відносяться станини верстатів і інших машин з плоскими протяжними поверхнями, по яким переміщуються рухомі вузли (супорти, каретки, шпindelні бабки, задні центри, допоміжні пристрої і інше), напрямні планки, стійки вантажопідіймачів, базові деталі вимірювальних машин, накладні напрямні ковзання, кочення тощо. Найбільш використовуваними матеріалами для виготовлення таких деталей є конструкційні і леговані сталі, а також чавуни, у тому числі високоміцні.

Плоскі поверхні деталей можуть бути термічно обробленими або покритими зносостійкими матеріалами. Обробка таких поверхонь в основному здійснюється шліфуванням (чорнове, чистове, тонке). При цьому забезпечується необхідна точність обробки і низька шорсткість поверхонь. Але при шліфуванні не завжди можливо отримувати необхідні з точки зору експлуатації фізико-механічні і структурні параметри поверхонь, що забезпечує точну і довговічну роботу техніки. Крім того, для досягнення оптимальної з точки зору зношення шорсткості проводять доводку обробленої поверхні, що в свою чергу суттєво збільшує собівартість виробів.

Разом з тим при шліфуванні взаємодія абразивного інструменту з оброблюваною поверхнею відбувається при значних швидкостях різання (10-40 м/сек і більше). Такі швидкості взаємодії характерні для удару тіла з перешкодою, що само по собі є позитивним для збільшенні міцності поверхневого шару оброблюваної деталі.

Досягаючи певної низької шорсткості і зміцнення поверхні при шліфуванні, неможливо уникнути місцевих фазових і структурних перетворень, які проявляються у формі окремих припалів, зменшенні твердості поверхні.

Структурні зміни призводять до локальної об'ємної зміни, яка викликає появу внутрішніх неоднакових напружень різних знаків. В разі перевищення тимчасового опору металу відбувається утворення поверхневих тріщин в центрі або на краях ділянок припалу. Крім того відбувається шаржування поверхні відпрацьованим матеріалом шліфувального круга, що в свою чергу спричиняє прискорене зношуванню поверхонь тертя. Шліфування є екологічно небезпечним процесом через утворення великої кількості дрібнодисперсного пилу оброблюваного матеріалу, а також продуктів зношення шліфувального інструменту. При застосуванні змащувально-охолоджувальної рідини її компоненти поступають у повітря у вигляді масляних і інших аерозолів, а також складних паро-газових сумішей, які можуть негативно впливати на здоров'я людини. У менш відповідальних випадках з точки зору експлуатації машин і механізмів, застосовують метод фінішної обробки плоских протяжних поверхонь торцевим тонким (чистовим) фрезеруванням із застосуванням ріжучих елементів з надтвердих матеріалів. Отримувана гарантована шорсткість поверхонь складає

для чавунних деталей  $R_a=0,6\div 1,1$  мкм, для сталевих загартованих  $R_a=0,6\div 1,5$  мкм. Досягнення оптимальної шорсткості можливе тільки в разі певного часу припрацювання, або проведення наступної операції – поверхневої пластичної деформації (ППД). Для незагартованих поверхонь застосовують шабрування, яке вимагає високої кваліфікації робочого персоналу і має велику трудомісткість.

Крім зазначених методів обробки, застосовують тонке стругання, чистове протягування, суперфінішування, полірування і притирання. Можливості різних методів обробки плоских поверхонь в забезпеченні їх параметрів (табл.1.1) узагальнені в роботі [1]. Всі методи механічної обробки призводять до різного ступеню зміцнення поверхневого шару, що має суттєвий вплив на експлуатаційні характеристики деталей [2].

Таблиця 1.1 – Можливості методів обробки в забезпеченні точності розмірів і параметрів стану плоских поверхонь деталей машин

№	Метод обробки	квалітет	Параметри стану поверхневого шару деталі				
			$H_{\max}$ на 1000мм, мкм	$Wz$ , мкм	$Smw$ , мкм	$Ra$ , мкм	$Rp$ , мкм
1	Торцеве фрезерування:						
	-чорнове	12-14	100-250	8-25	2,5-10,0	4,0-16,0	10,0-50
	-чистове	9-11	50-140	1,6-10,0	0,8-4,0	1,0-4,0	3,2-16,0
	-тонке	6-8	20-60	0,40-5,0	0,8-2,5	0,32-1,25	0,80-4,0
2	Циліндричне фрезерування:						
	-чорнове	12-14	120-300	12,5-60,0	2,5-12,0	3,2-10,0	10,0-30,0
	-чистове	9-11	60-150	3,0-16,0	0,8-8,0	0,8-3,2	25-12,5
	-тонке	6-8	25-70	0,80-8,0	0,25-2,0	0,20-1,6	0,63-3,2
3	Стругання:						
	-чорнове	12-14	100-200	12,5-40,0	2,5-15,0	6,4-40,0	16,0-125
	-чистове	9-11	40-120	3,0-16,0	0,8-8,0	1,0-6,3	3,2-20
	-тонке	6-8	15-50	0,32-10,0	0,4-2,5	0,32-1,6	1,0-5,0
4	Шліфування:						
	-здирання	8-9	25-120	5,0-12,5	1,0-3,5	1,6-4,0	5,0-12,0
	-чистове	6-7	16-40	1,6-5,0	0,8-2,5	0,32-1,6	1,0-5,0
	-тонке	5-6	6-25	0,63-2,0	0,3-1,5	0,08-0,32	0,25-1,0
	-плосковершинне	6-8	20-100	2,0-16,0	0,8-10,0	0,32-2,5	0,5-6,3
5	Протягування:						
	-чорнове	7-8	20-60	1,25-4,0	1,0-3,2	1,0-3,2	2,5-10,0
	-чистове	5-6	5-30	0,40-2,5	0,8-1,5	0,32-1,25	0,8-4,0
6	Шабрування:						
	-чорнове	7-8	20-50	12,5-20,0	6,0-10,0	2,5-8,0	6,3-32
	-чистове	5-6	10-30	3,0-16,0	4,0-8,0	0,62-2,5	2,0-8,0
	-тонке	4-5	5-20	1,6-5,0	3,0-6,0	0,10-0,8	0,25-25
7	Вібробробочування	5-10	20-120	1,25-4,0	0,25-15,0	0,16-2,5	0,25-10,0
8	Суперфінішування і полірування:						
	-звичайне	5-6	6-50	0,3-6,0	0,25-2,5	0,05-0,32	0,125-1,25
	-плосковершинне	6-8	20-100	1,6-16,0	0,8-8,0	0,1-1,25	0,16-3,2
9	Притирання:						
	-звичайне	4-6	4-10	0,4-0,8	0,3-1,5	0,02-0,1	0,04-0,32
	-плосковершинне	5-7	10-50	0,6-1,6	0,3-1,5	0,02-0,4	0,032-1,0

Продовження таблиці 1.1

№	Метод обробки	Квалітет	Параметри стану поверхневого шару деталі				
			Sm, мм	S, мм	$\pm\sigma_{\text{зал}}$ , МПа	h <sub>σ</sub> , мм	h <sub>H</sub> , мм
1	Торцеве фрезерування:						
	-чорнове	12-14	0,16-0,50	0,16-0,50	250-300	0,1-0,2	0,2-0,5
	-чистове	9-11	0,08-0,20	0,063-0,20	200-250	0,1-0,2	0,08-0,15
	-тонке	6-8	0,025-0,10	0,016-0,08	100-200	0,05-0,1	0,05-0,1
2	Циліндричне фрезерування:						
	-чорнове	12-14	1,25-5,0	1,25-5,0	300-350	0,015-0,25	0,15-0,25
	-чистове	9-11	0,50-2,0	0,32-2,0	200-300	0,10-0,20	0,1-0,15
	-тонке	6-8	0,16-0,63	0,10-0,63	100-200	0,06-0,15	0,08-0,12
3	Стругання:						
	-чорнове	12-14	0,20-1,6	0,20-1,6	250-350	0,15-0,22	0,25-0,6
	-чистове	9-11	0,08-0,25	0,063-0,25	200-250	0,10-0,15	0,15-0,30
	-тонке	6-8	0,025-0,125	0,0125-0,10	150-200	0,06-0,11	0,05-0,15
4	Шліфування:						
	-здирання	8-9	0,10-0,32	0,063-0,25	200-400	0,15-0,20	0,03-0,05
	-чистове	6-7	0,025-0,125	0,0125-0,08	300-400	0,1-0,18	0,015-0,03
	-тонке	5-6	0,01-0,032	0,005-0,025	200-500	0,06-0,12	0,01-0,02
	-плосковершинне	6-8	0,25-5,0	0,008-0,20	100-200	0,05-0,10	0,01-0,015
5	Протягування:						
	-чорнове	7-8	0,16-2,0	0,125-2,0	300-350	0,2-0,3	0,2-0,6
	-чистове	5-6	0,05-0,50	0,032-0,50	200-300	0,1-0,2	0,1-0,3
6	Шабрування:						
	-чорнове	7-8	0,25-1,0	0,125-1,0	100-200	0,05-0,12	0,05-0,1
	-чистове	5-6	0,063-0,25	0,032-2,0	60-150	0,05-0,10	0,05-0,1
	-тонке	4-5	0,02-0,10	0,008-0,05	60-120	0,04-0,08	0,04-0,1
7	Обкочування роликівими і шариковими головками:						
	-чорнове	8-10	0,2-5,0	0,2-5,0	200-450	0,4-1,5	0,5-4,0
	-чистове	5-7	0,025-0,25	0,02-0,25	100-300	0,2-0,5	0,2-0,6
8	Віброобкочування	5-10	0,025-12,5	0,02-5,0	100-400	0,2-1,5	0,04-2,0
9	Суперфінішування і полірування:						
	-звичайне	5-6	0,01-0,032	0,04-0,025	100-200	0,06-0,08	0,005-0,01
	-плосковершинне	6-8	0,025-1,6	0,006-0,040	100-110	0,04-0,06	0,005-0,01
10	Притирання:						
	-звичайне	4-6	0,008-0,04	0,004-0,032	100-250	0,06-0,08	0,005-0,01
	-плосковершинне	5-7	0,02-0,25	0,008-0,25	100-150	0,04-0,06	0,005-0,008

\*Обробка, яка пов'язана із зняттям вершин мікронерівностей.

Примітки:

1. Дані відносяться до деталей із конструкційних сталей.
2. Для деталей із чавуну параметри шорсткості Ra і Rz можна приймати в 1.5 рази більшими за табличні.
3. Характеристики фізико-механічних властивостей для деталей із чавуну слід приймати в 1.5 рази меншими за табличні.

## 1.2. Комбіновані способи обробки плоских поверхонь деталей. Лезова обробка та поверхневе пластичне деформування

З точки зору багатьох дослідників найбільш перспективним напрямком механічної обробки деталей машин і механізмів є застосування комбінованих способів, які підрозділяються [3] в залежності від:

- вигляду зовнішнього впливу (тиск, різання, фізико-хімічний);
- типу робочої частини інструменту (лезовий, голколезовий, насічковий губчатолезовий, абразивний);
- співвідношення головних рухів (один головний рух, два головних рухи, три головних рухи);
- форми інструменту (фасонний, огинаючий, обкатний);
- напрямлення руху подачі (радіальне, поздовжнє, дотичне, колове, діагональне).

Найбільш розповсюдженими є комбінування з двох способів обробки: лезової чистової та поверхневого пластичного деформування.

Запровадження комбінації лезової обробки з ППД має певні переваги перед іншими способами, які заключені в наступному:

- зміцнення поверхні без застосування хімічних, електричних і теплових впливів;
- можливість утворення необхідного рельєфу поверхні;
- відсутність потреби у додатковому обладнанні і відповідних фахівця для обслуговування;
- екологічна безпечність процесу;
- скорочення тривалості технологічного процесу виготовлення деталей;
- суттєве підвищення продуктивності праці і зниження собівартості виробів;
- зниження енергетичних витрат у 1,5...2 рази;
- скорочення виробничих площ і кількості обладнання.

Взагалі, проблемам зміцнення поверхонь деталей присвячена велика кількість наукових праць [4 – 18], що свідчить про актуальність вирішення цієї задачі у машинобудуванні.

Проте, як наголошується в роботах [3 і 16], поки що комбіновані методи механічної обробки не знайшли широкого впровадження у виробництво.

Особливо це питання стосується фінішної обробки плоских протяжних поверхонь деталей комбінуванням різання з ППД.

Основними причинами такого становища з позицій [3,19,20] є:

- відсутність експериментальних досліджень і наукових обґрунтувань комбінованих методів обробки плоских поверхонь деталей;
- складність об'єднання в один процес різання і ППД при обробці площин, а також недосконалість конструкції інструменту для здійснення комбінованої обробки;

- складність врахування спадковості попередніх операцій на фінішну обробку в частині зміцнення поверхневого шару деталей;
- неможливість усунення нерівномірності шорсткості по ширині оброблюваної поверхні при застосуванні чистового торцевого фрезерування.

### 1.3. Аналіз конструкцій торцевих фрез, які використовуються для обробки плоских поверхонь

При обробці плоских поверхонь використовуються конструкції фрез, при яких видалення припуску здійснюється:

- нерухомими в процесі обробки відносно корпуса фрези ножами;
- ножами, що змінюють своє положення відносно корпуса фрези в процесі обробки.

Конструкції фрез з різальними ножами, що мають змогу переміщуватися в осьовому напрямку в процесі роботи інструмента відносно корпуса фрези, можна поділити на 2 підгрупи:

1. З регульованою жорсткістю різальних ножів [21, 22], що мають змогу переміщуватись в осьовому напрямку відносно корпуса фрези під дією сили різання.

Так, в торцевій фрезі [21] (рис. 1.1), що має корпус та дві ступіні з різальними ножами, які встановлені з можливістю регулювання взаємного положення в осьовому напрямку, ступіні виконані відносно рухомими і зв'язані між собою за допомогою рівноплечого важеля, вісь якого закріплена в корпусі фрези.

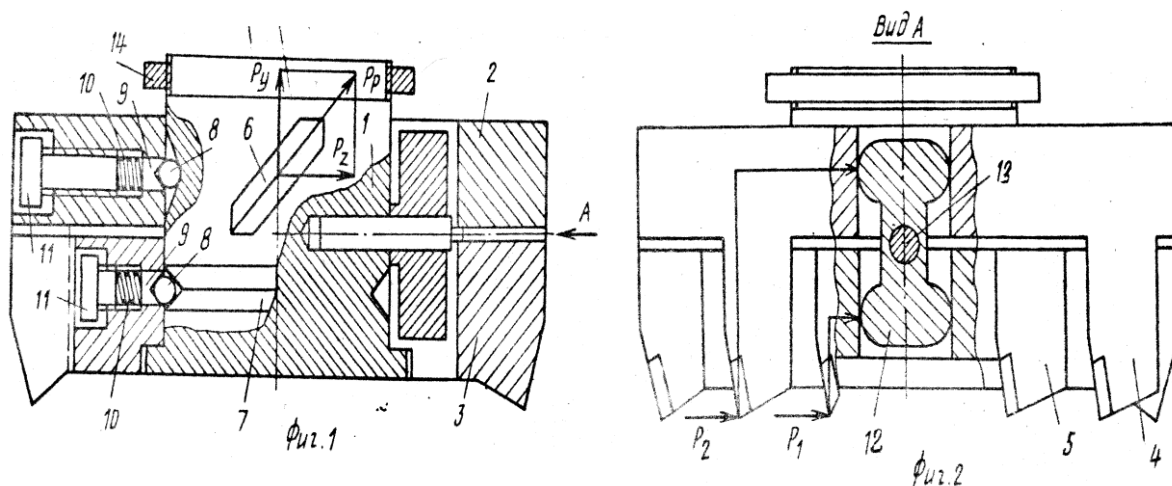


Рисунок 1.1 – Торцева фреза по а.с. 1053983 МКИ В 23 С 5/06

Торцева ступінчаста фреза складається з корпуса 1 та двох ступіней з різальними ножами – верхньої 2 та нижньої 3, встановлених на корпусі таким чином, що кожний різальний ніж 4 верхньої ступіні входить у виріз між різальними ножами 5 нижньої ступіні. Верхня ступінь має можливість обертатися навколо вісі фрези та одночасно переміщуватися вздовж її по похилим направляючим канавкам 6 корпуса, орієнтація яких відповідає орієнтації результуючої  $R$ , осьової та колової складової сили різання. Нижня ступінь має

можливість обертатись навколо вісі фрези по кільцевим направляючим канавкам 7 корпуса. Переміщення ступіней по направляючим відбувається за допомогою шарів 8, що піджимаються до направляючих пальцями 9 та пружинами 1. Зусилля підтиску регулюються пружинами 11. Ступіні зв'язані між собою та з корпусом через рівноплечий важіль 12, який обертається навколо вісі 13, що закріплена в корпусі фрези. На корпусі встановлено також запобіжне кільце 14, яке при необхідності може служити в якості обмежувача глибини різання, що припадає на нижню ступінь для поліпшення якості поверхні обробленої деталі.

В даній конструкції фрези реалізована ступінчаста схема зрізання припуску, причому розподіл глибини різання між чорновими та чистовими ножами виконується завдяки важільній системі. Таку ж мету, хоча й дещо іншим шляхом, досягнуто в наступній конструкції.

У фрезі [22] (рис. 1.2) зовнішній корпус встановлений з можливістю осьового переміщення в процесі різання і підпружинений до торця оправки.

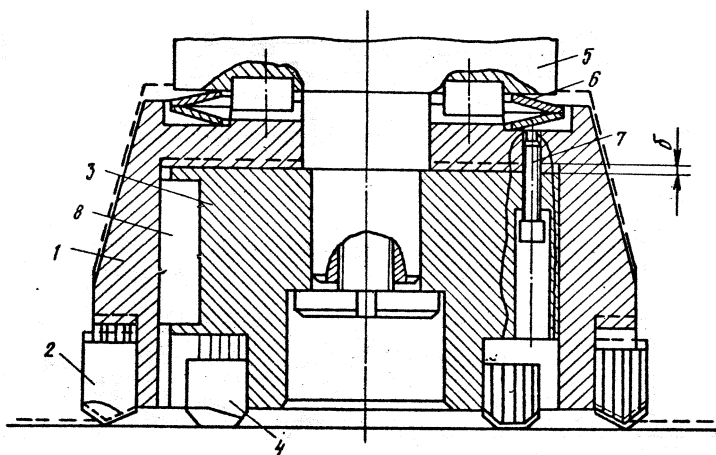


Рисунок 1.2 – Торцева фреза по а. с. 600757 МКИ В 23 С 5/06

Корпус торцевої фрези складається з двох частин, зовнішньої 1 з чорновими різальними ножами 2 та внутрішньої 3 з чистовими різальними ножами 4. Між оправкою 5 і торцем зовнішньої частини 1 корпуса встановлена пружина 6, яка забезпечує в процесі різання осьове зміщення зовнішньої частини корпуса відносно жорстко закріпленої внутрішньої частини 3. Жорсткість пружини 6 визначає величину сили зміщення корпуса 1. Гвинти 7 призначені для регулювання величини зазору  $\delta$ , на який зміщується зовнішня частина 1 корпуса. Це зміщення визначає розподіл припуску на чорновий та чистовий. Шпонка 8 забезпечує передачу крутного моменту зовнішньої частини корпуса від внутрішньої.

В залежності від умов різання є можливість встановлення чистових різальних ножів зі зміщенням відносно чорнових. Чистовий припуск буде дорівнювати встановленому зміщенню різальних ножів та зміщенню чорнових ножів під дією сил різання. Положення зовнішньої частини корпуса в процесі різання показано пунктиром. Утворений припуск за рахунок зміщення чорнових

різальних ножів 2 знімається чистовими різальними ножами 4. Таким чином, чистовий прохід суміщено з чорновим.

Суттєвим недоліком цих конструкцій є їх схильність до вібрацій, що знижує якість обробки. Крім цього, ці фрези конструктивно досить складні. Цей недолік усунуто в наступній конструкції.

2. Конструкції фрез із нерегульованою жорсткістю різальних ножів.

Винахід [22] є вдосконаленням попередньої конструкції. Це досягнуто шляхом з'єднання зовнішньої обойми корпуса з внутрішньою пружною перемичкою (рис. 1.3).

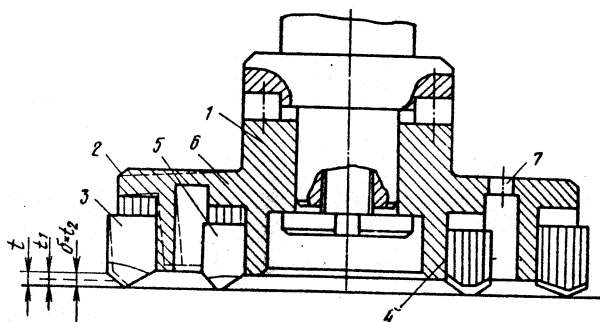


Рисунок 1.3 – Торцева фреза по а. с. 623311 МКИ В 23 С 5/06

Корпус 1 фрези складається з двох концентрично розташованих частин: рухомої зовнішньої обойми 2 з чорновими ножами 3 та жорстко закріпленої внутрішньої обойми 4 з чистовими ножами 5. Обойми з'єднані між собою пружною перемичкою 6. Товщина перемички визначає її пружні властивості. Для підвищення пружності перемичка може мати вікна 7. Чорнові та чистові ножі налаштовані по висоті на одну величину. Зовнішня обойма податлива завдяки пружній перемичці і зміщуються від деталі в процесі різання на величину  $\delta$ . Положення зовнішньої обойми в процесі різання вказано пунктиром. Йому відповідає розподіл загального припуску  $t$  на чорновий  $t_1$ , що знімається ножами 3, і чистовий  $t_2$ , що знімається ножами 5. Величину чистового припуску  $t_2$  визначає ступінь деформації пружної перемички. Зі зміною загального припуску зберігається співвідношення між чорновим  $t_1$  та чистовим  $t_2$  припусками.

Головною перевагою цієї фрези є її простота відносно прототипу. А основним недоліком є її призначення для досить вузького діапазону фізико-механічних властивостей оброблюваних матеріалів.

Конструкція фрези [23] (рис. 1.4) не є ступінчастою, але реалізує багато прохідну обробку завдяки конструктивним особливостям за рахунок автоматичного поділу припуску.

Виліт регулюється за допомогою клинових ножів 4 та гвинтів 5. В якості осьової опори різальних вузлів використовуються пелюстки 6 корпуса, які в силу своєї різної товщини мають різну жорсткість.



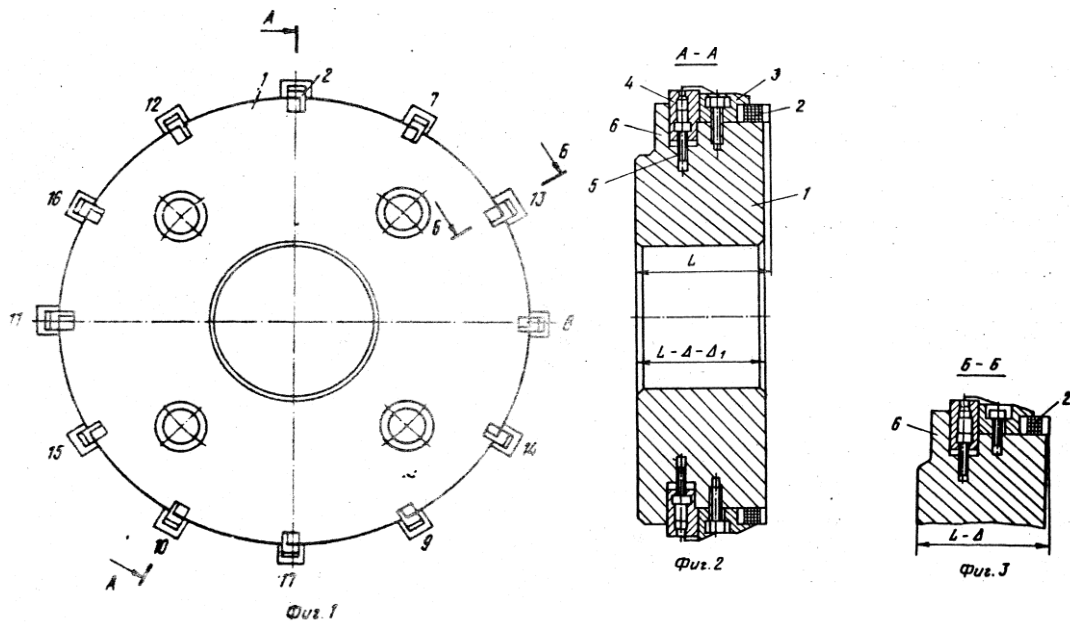


Рисунок 1.4 – Торцева фреза по а.с. 1174177 МКИ В 23 С 5/06

Першу групу складають ножі 7-12.

Торцева фреза складається з корпуса 1, в пазах якого встановлені різальні ножі 2, що піджимаються до опорних поверхонь пазів закріплюючими елементами 3. Різальні ножі розподілені на групи, кожна з яких має свій осьовий установки та максимальну жорсткість відповідних пелюстків корпуса 1.

Другу групу складають ножі 13-16. Ця група має проміжний розмір осьової установки та проміжну жорсткість відповідних пелюстків корпуса.

Третю групу складають ножі 2 та 17, що мають максимальний виліт та мінімальну жорсткість пелюстків корпуса фрези.

Суттєвим недоліком цього інструмента є складність різальних вузлів та настройки.

Схожу схему різання, але іншим методом, реалізує фреза [24] (рис. 1.5). Це досягається тим, що в корпусі фрези виконані отвори, в яких нерухомо встановлені додаткові різальні ножі, при цьому відповідні отвори розташовані на більшому по відношенню до рухомих ножів радіусі, а осьовий виліт рухомих ножів перевищує осьовий виліт нерухомих.

Торцева фреза має корпус з конічним хвостовиком, який встановлюється в конічний отвір шпинделя верстата. Нерухомі ножі закріплюються в корпусі фрези гвинтами. Рухомі в осьовому напрямку ножі 1, що формують оброблену поверхню, прижимаються пружинами до копіра 2, який приєднаний до корпуса верстата. Ножі, нерухомо закріплені в корпусі фрези, розташовані на більшому діаметрі, а в осьовому напрямку на відстані  $t_2+t_3$  від поверхні, що оброблюється. Ножі, що переміщуються в осьовому напрямку по копіру, розташовані на меншому діаметрі.

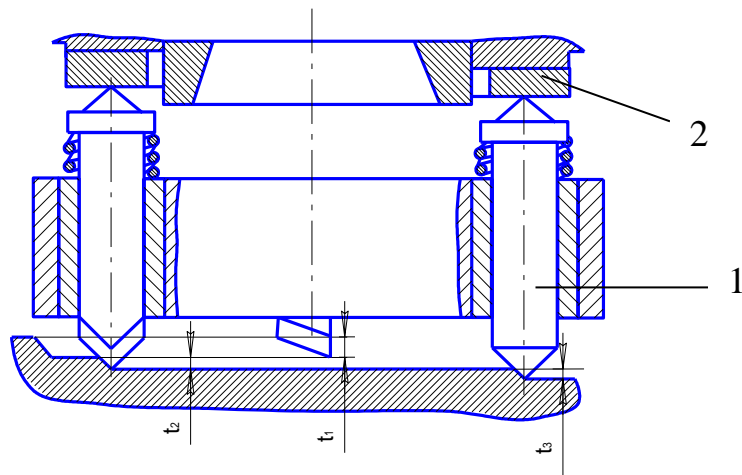


Рисунок 1.5 – Конструкція торцевої фрези по а. с. 971591, МКИ В 23 С 5/06

Така фреза суттєво підвищує продуктивність обробки. Але потребує частого контролю за осьовим вильотом рухомих ножів через те, що в даному випадку зношуються не лише різальні ножі фрези, а і торці державок, що притискаються до копіра, а також і сам копір.

Відомі конструкції торцевих фрез з різальними ножами, рухомими в радіальному напрямку в процесі різання відносно корпуса фрези.

Існують конструкції з регулюванням жорсткості різальних ножів.

В торцевій фрезі [25] здійснюється демпфування динамічних навантажень за рахунок можливості переміщення різальних вузлів в радіальному напрямку (рис. 1.6).

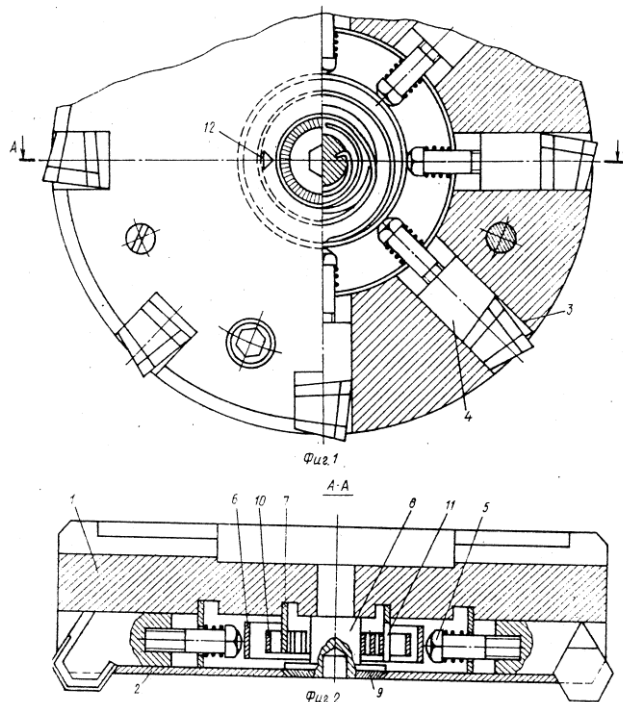


Рисунок 1.6 – Торцева фреза по а. с. 806293 МКИ В 23 С 5/06

Демпфуючий пристрій запропонованої фрези, виконано у вигляді встановлених в корпусі кільця, касети та поворотної вісі, а в касеті поміщено пружину, що проходить через отвір, виконаний в її стінці, і закріплена одним кінцем на поворотній вісі, а іншим – на кільці.

Торцева фреза має роз'ємний корпус, що складається з основи 1 та кришки 2. В радіальних пазах 3 корпуса розташовані рухомі ножі 4, оснащені регульованими упорами 5. Демпфуючий пристрій має кільце 6, жорстко закріплену в корпусі касету 7, поворотну вісь 8, встановлену в основі 1 та оснащону лімбом 9, та плоску спіральну пружину 10.

Пружина 10 проходить через щілину 11 в касеті 7 і закріплена одним кінцем на осі 8, а іншим – на кільці 6. В залежності від оброблюваного матеріалу, призначених режимів різання та параметрів оброблюваної поверхні проводиться регулювання демпфуючих властивостей фрези.

В конструкції [26] забезпечується можливість адаптації фрези (рис. 1.7) до змінюваних умов різання за рахунок введення в конструкцію зворотного зв'язку між умовами різання ножа та розташуванням в корпусі фрези наступного різального ножа.

В корпусі 1 розташовані основні плунжери 2 з ножами 3. Між регулюючими гвинтами 4 та основними плунжерами розташовані пружні елементи 5. Над основними плунжерами розташовані додаткові плунжери 6 з пружними елементами 7, які з'єднані каналами 8 зв'язку з пружними елементами основних плунжерів. Канал зв'язку можна перекрити гвинтом 9.

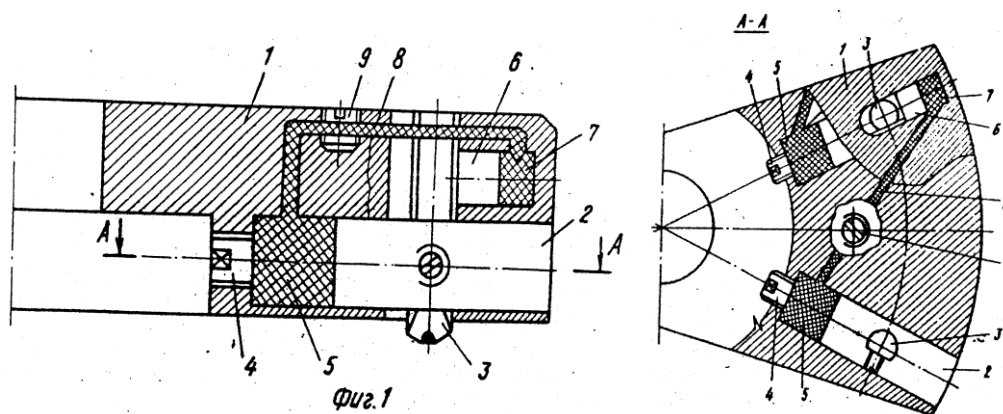


Рисунок 1.7 – Торцева фреза за а. с. 1235669 МКИ В 23 С 5/06

Як і у випадку з конструкціями попередньої групи 1-ої підгрупи, розглянуті конструкції фрез мають схильність до вібрацій, досить складні у виготовленні.

Відомі кнструкції фрез з нерегульованою жорсткістю різальних ножів.

В інструменті, представленою на рис. 1.8, збільшення стійкості фрези здійснюється шляхом зменшення сумарної довжини обробки.

Торцева фреза [27] складається з корпуса 1, в пазах 2 якого розташовані ножі 3. Ножі встановлені на направляючі штифти 4, які своєю різьбовою частиною вгвинчені в корпус за допомогою пружини 5. Ножі піджимаються в

радіальному напрямку до поверхні профілю кулачка 6, встановленого співвісно з корпусом і виконаного у вигляді циліндра з плоскою паралельною до вісі лискою. Кулачок прикріплений до нерухокої частини станка за допомогою хомути. Довжина плоскої лиски кулачка вибирається не менше, ніж ширина  $B$  оброблюваної поверхні 7. При передачі корпусу фрези і ножем обертального руху, останні ковзають по поверхні кулачка, описуючи своєю траєкторією його контур. Різання відбувається при проходженні ножами плоскої ділянки кулачка, тобто рухаються під час різання по прямій лінії, а не по дузі кола, в результаті чого відбувається скорочення довжини різання.

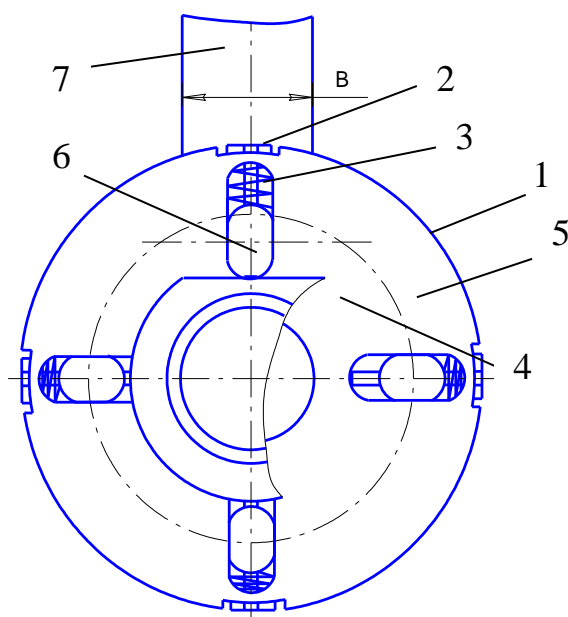


Рисунок 1.8 – Конструкція торцевої фрези по а. с. 1641523, МКИ В 23 С 5/06

В інструменті поєднані кінематичні рухи торцевої фрези та стругального різця.

На шорсткість обробленої поверхні найбільший вплив має подача на зуб, а також її зміна при обробці. В даній конструкції подача на зуб є сталою величиною, внаслідок чого, сили, що діють на різальний ніж, не змінюватимуться. Це має призвести до зменшення або зникнення періодичних коливань, тобто вібрацій, і до покращення якості обробленої поверхні.

Недоліком таких конструкцій є розташування різальних ножів (РН) торцевої фрези на однаковому радіусі. Це збільшує вимоги їх взаємного розташування, оскільки існуючі радіальні биття призводять до схем різання лише окремими ножами. Також, за рахунок прямолінійної траєкторії РН, різання відбувається з постійною в часі товщиною зрізу. Це призводить до виникнення удару при врізанні ножа, що негативно впливає на динаміку фрезерування.

Існують конструкції торцевих фрез з різальними ножами, рухомими в радіальному і осьовому напрямках в процесі обробки відносно корпуса фрези.

В фрезі [28] забезпечується демпфування зворотно-поступальних і обертальних коливань різальних ножів, запропонованої фрези (рис. 1.9), в напрямках, що відповідають шести ступіням свободи.

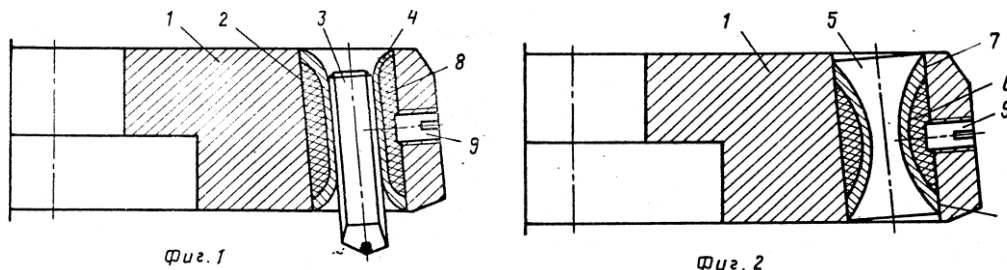


Рисунок 1.9 – Торцева фреза по а. с. 1214343 МКИ В 23 С 5/06

Фреза складається з корпуса 1, в отворах 2 якого встановлені різальні ножі 3. Різальні ножі фіксуються в проміжних елементах, виконаних у вигляді тонкостінних втулок 4. Внутрішні поверхні 5 втулок мають форму гіперболоїдів обертання, а зовнішні поверхні 6 мають по два циліндричних пояска 7, діаметри яких відповідають діаметру отворів корпуса, завдяки чому між зовнішніми поверхнями втулок і поверхнями отворів корпуса утворюються замкнуті порожнини, в яких розміщується пружний елемент 8. Замкнуті порожнини оснащені натискними гвинтами 9, якими можна діяти на пружні елементи з метою деформації тонкостінних втулок, що здійснюють закріплення різальних ножів.

Фреза за авт. свід. №1445870, яка є вдосконаленням попереднього винаходу (за авт. свід. №1214343), складається з корпуса 1, в ступінчастих отворах 2 якого встановлені гофровані тонкостінні втулки 3 з різальними ножами 4 (рис. 1.10).

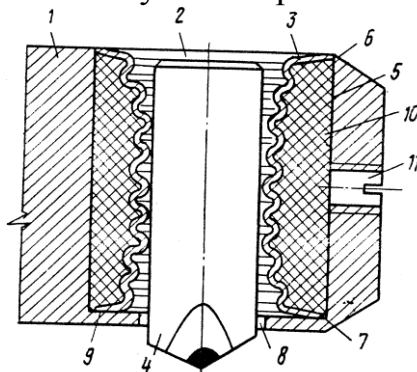


Рисунок 1.10 – Торцева фреза за а. с. 1445870 МКИ В 23 С 5/06

Втулки 3 мають циліндричні пояски 6 та 7 і встановлюються до упора в торець 9 ступені. Кріплення втулок 3 здійснюється зі сторони верхнього циліндричного пояска. Утворена отвором корпуса та тонкостінною гофрованою втулкою порожнина 10 заповнюється пружним середовищем. Для закріплення різальних ножів фреза оснащена гвинтом 11, що взаємодіє з пружним середовищем в замкненій порожнині.

Головним недолік вище зазначених конструкцій різальних вузлів є їх схильність до виникнення вібрацій. Окрім цього, різальні вузли отримують

здатність відхилятися та перекошуватися в довільному напрямку, що призводить до зміни глибини різання і до погіршення якості обробки.

Конструкції, в яких різальні ножі торцевих фрез нерухомі в процесі обробки, а також конструкції, в яких різальні ножі рухаються в процесі обробки, причому для останніх рух різальних ножів здійснюється за допомогою регулюючих пристроїв, що здійснюють зворотний зв'язок узагальнені на рис. 1.11.

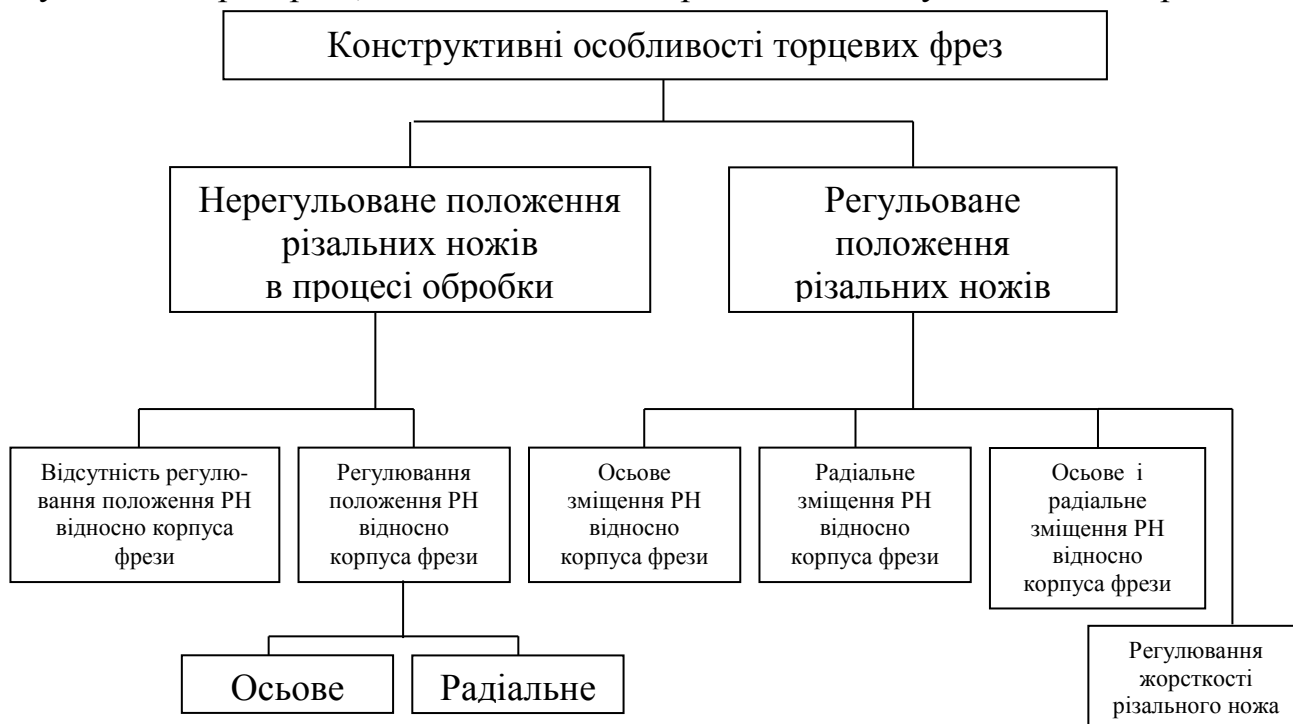


Рисунок 1.11. Конструктивні особливості торцевих фрез

Підвищення продуктивності та якості обробки чистовими торцевими фрезами з нерухомими в процесі обробки відносно корпусу різальними ножами досягається [29, 30]:

1) збільшенням можливого числа РН при зменшенні габаритів механізмів їх кріплення та регулювання, а також підвищення надійності фіксації РН у корпусі фрези [21, 22];

2) перерозподіленням подач на  $S_1$  – для чорнових та  $S_2$  – для чистових РН, де  $S_1 > S_2$ , що забезпечує менше навантаження чистових РН [22];

3) забезпеченням одночасного регулювання кутів у плані та осьового вильоту РН [23];

4) використанням фрезерування торцевими фрезами з НТМ, для яких відмічається малий розмірний знос і висока стійкість інструмента.

Недоліком таких конструкцій є те, що за рахунок існуючих похибок базування та закріплення фрез і заготовок виникають похибки розташування РН фрез відносно координатних осей верстата. Це призводить до нерівномірного навантаження різальних ножів, сприяє їх підвищеному зношуванню і не дає можливості забезпечити необхідної якості обробки.

Розглянуті конструкції торцевих фрез реалізують колову траєкторію контакту РН фрези із заготовкою.

Процес різання чистовими торцевими фрезами з рухомими в процесі обробки різальними ножами характеризується наступними факторами:

1) коливаннями товщини зрізу по дузі контакту різального ножа фрези з заготовкою;

2) змінною кількістю різальних ножів торцевої фрези, які беруть участь в різанні;

3) переривчастістю обробки.

Врізання торцевої фрези в метал заготовки є періодичним процесом, який супроводжується ударами, що може викликати підвищений знос і викришення різальної кромки, а також створювати несприятливі умови для роботи верстата.

#### **1.4. Конструктивні особливості існуючого ріжучого і деформуючого інструментів для комбінованої обробки плоских поверхонь деталей**

З метою інтенсифікації технологічних процесів фінішної обробки плоских поверхонь застосовують спеціальний інструмент, в якому поєднуються попередня чистова обробка фрезеруванням або струганням і фінішну обробку поверхневим пластичним деформуванням.

Процес різання і поверхневого пластичного деформування [7,31,32] по зовнішнім ознакам різні, хоча базуються на одних фізичних явищах і законах. Силі навантаження і напруження між інструментом і оброблюваним матеріалом в цих процесах залежать від фундаментальної характеристики металу заготовки  $S_k$  – граничним напруженням в шийці розірваного стандартного зразка з оброблюваного металу. В обох процесах загальна затрачена робота дорівнює роботам холодного пластичного деформування і тертя. Робота тертя в кожному з процесів одного і того ж порядку.

Різниця в тому, що при обробці різанням пластичний напружений стан локалізується у вузькій зоні біля ріжучої крайки, що призводить до утворення стружки. При ППД пластичний напружений стан утворюється у значному об'ємі металу, що забезпечує його безвідривну течію. Крім того, способи обробки поверхонь різанням і ППД базуються на єдиних кінематичних схемах і можуть легко трансформуватися один в другий. З фізичної точки зору процес різання є процесом глибокого пластичного деформування або квазікрихкого руйнування металу, який перетворюється у стружку.

Комбінований інструмент для фінішної обробки плоских поверхонь можливо розділити на інструмент послідовної дії (деформуючі елементи розташовані в слід за ріжучими елементами на деякій відстані), інструмент одночасної дії (ріжучі і деформуючі елементи розташовані на одній відстані від осі обертання) і інструмент з упередженням різання деформуванням (ріжучий елемент видаляє деформований шар металу) [33,34].

Технологічний арсенал методів комбінованої обробки плоских протяжних поверхонь деталей і конструкцій інструменту для їх впровадження значно вужчий, ніж для обробки зовнішніх і внутрішніх циліндричних поверхонь [16].

Всі відомі конструкції комбінованого інструменту (різання + ППД) можливо систематизувати наступним чином (рис.1.12):



Рисунок 1.12 – Конструктивні варіанти комбінованого інструменту (різання і поверхневе пластичне деформування) для обробки плоских поверхонь

До найбільш відомих конструкцій комбінованого інструменту слід віднести наведені на рис.1.13-1.16, які описані в роботах [35,36,37,16,38].

На рис. 1.13 приведена конструкція багатоелементної комбінованої фрези-накатки, призначеної для обробки плоских поверхонь [16]. Вона складається з корпусу 1 із закріпленими в ньому за допомогою клинів 2 і гвинтів 3 різців 9 і корпусу 6 накатної головки, з'єднаних по тугій посадці 7-го квалітету точності. Накаткування оброблюваною фрезою поверхні виконується деформуючими кульками 7, рівномірно розташованими в сепараторі 5, що має можливість вільно обертатись відносно корпусу накатної головки на шарикопідшипнику 4. Деформуючі кульки базуються на кільці 8 упорного шарикопідшипника, встановленого в корпусі накатної головки.

Заточування різців фрези може здійснюватися як у зборі з корпусом фрези, так і поза ним з наступною установкою їх у спеціальному пристосуванні. Регулювання величини натягу (виступ деформуючих кульок над вершинами різців фрези) здійснюється гайкою 10. Необхідний тиск кульками на оброблювану поверхню створюється тарілчастими пружинами 11 за допомогою гайки 12.



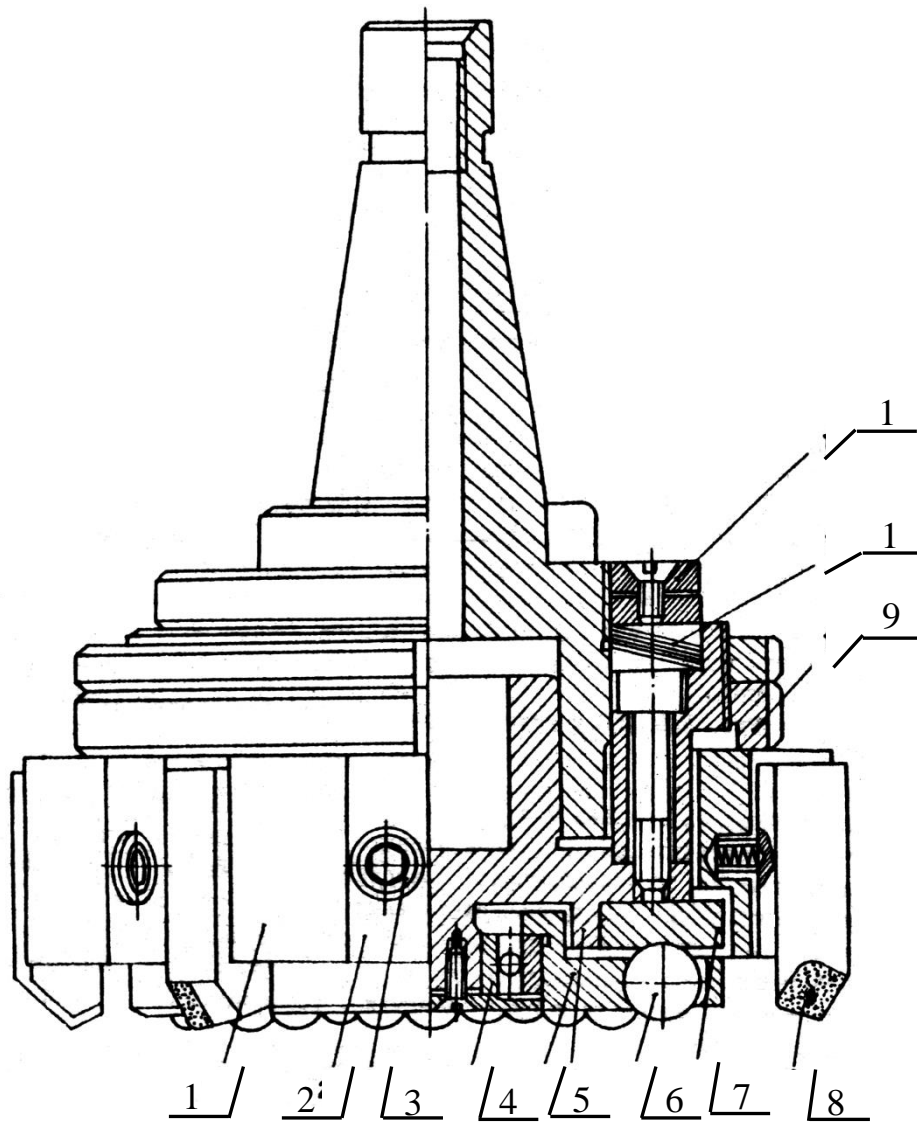


Рисунок 1.13 – Комбінована фреза-накатка

Недоліками такого методу обробки плоских поверхонь і інструменту для його здійснення є багаторазова обкатка оброблюваної поверхні кульками, що призводить до втрати пластичності в поверхневому шарі, неможливість забезпечення необхідної жорсткості і точності конструкції через велику кількість з'єднань.

Ускладнене регулювання необхідного зусилля притискання кульок до оброблюваної поверхні. Велика кількість деформуючих елементів і їх значні розміри (діаметри) вимагають прикладання значних зусиль для проведення ППД, що не можливе для нежорстких заготовок.

Вільне обертання накатної головки призводить до проковзування кульок, особливо при обробці переривчастих поверхонь і потрапляння стружки в зону накатки.

Інструмент з застосуванням вигладжування замість обкатки приведений на рис.1.14 [16]. Індентори розташовані на відміну від попередньої конструкції на

зовнішньому контурі і можуть здійснювати рухи, а різці можуть бути переставлені у радіальному напрямку. Для утворення мікрорельєфу на оброблюваній поверхні пружними інденторами 6, установленими в повзунах 2, надається осцилюючий рух по одній напрямній 3 від кулачка 1, який нерухомо закріплений на шпиндельній бабці. Різці 4 і 5 закріплені в переставних повзунах на другій напрямній 3, що дозволяє змінити відстань від осі шпинделя. Дві напрямні розміщені в корпусі, який закріплюється в конусному отворі шпинделя.

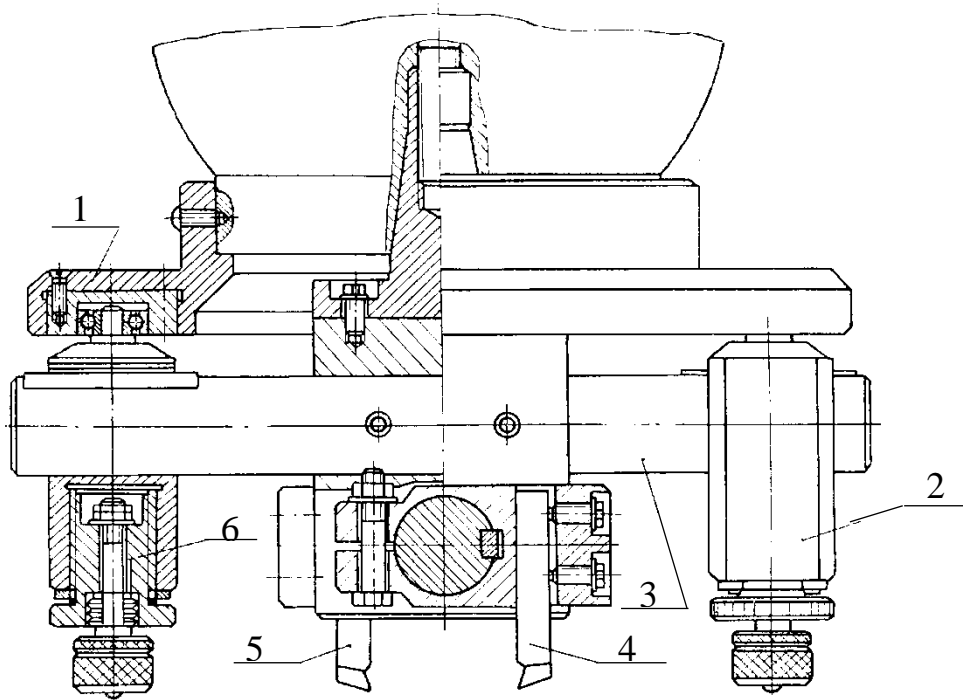


Рисунок 1.14 – Фреза комбінована з вигладжувальними інденторами

Аналіз обробки цією конструкцією комбінованого інструмента виявив її низьку працездатність через неурівноваженість головки, низьку жорсткість, неможливість точного регулювання послідовності роботи різців і інденторів. Навіть невеликі зусилля притискання вигладжувача можуть викликати затирання протилежно розташованого об оброблену поверхню. Така ж ситуація складається під час різання з протилежно розташованим (під кутом  $180^\circ$ ) різцем. Конструкція небезпечна в роботі і в обслуговуванні.

На рис.1.15 представлена конструкція багатороликового пристосування для суміщення обробки різанням і накатуванням плоских поверхонь [35]. Необхідні сили обробки забезпечуються змінними пружинами 5.

Основною вимогою при налагодженні на обробку є точне закріплення фрези на шпинделі верстата, а також відсутність торцевого биття корпусу 2 і виступаючих профільних роликів 7. На корпусі 2 передбачені пази П для закріплення різців, які розташовані по осях  $O_1, O_2, O_3, O_4$ . Різці закріплюються на радіусі  $R_1 > R_2$ .

Профільні ролики 7 встановлені в повзунах 6, підпружинених пружинами 5, які впираються в кришку 8, закріплену гвинтами 3 до корпусу 2.

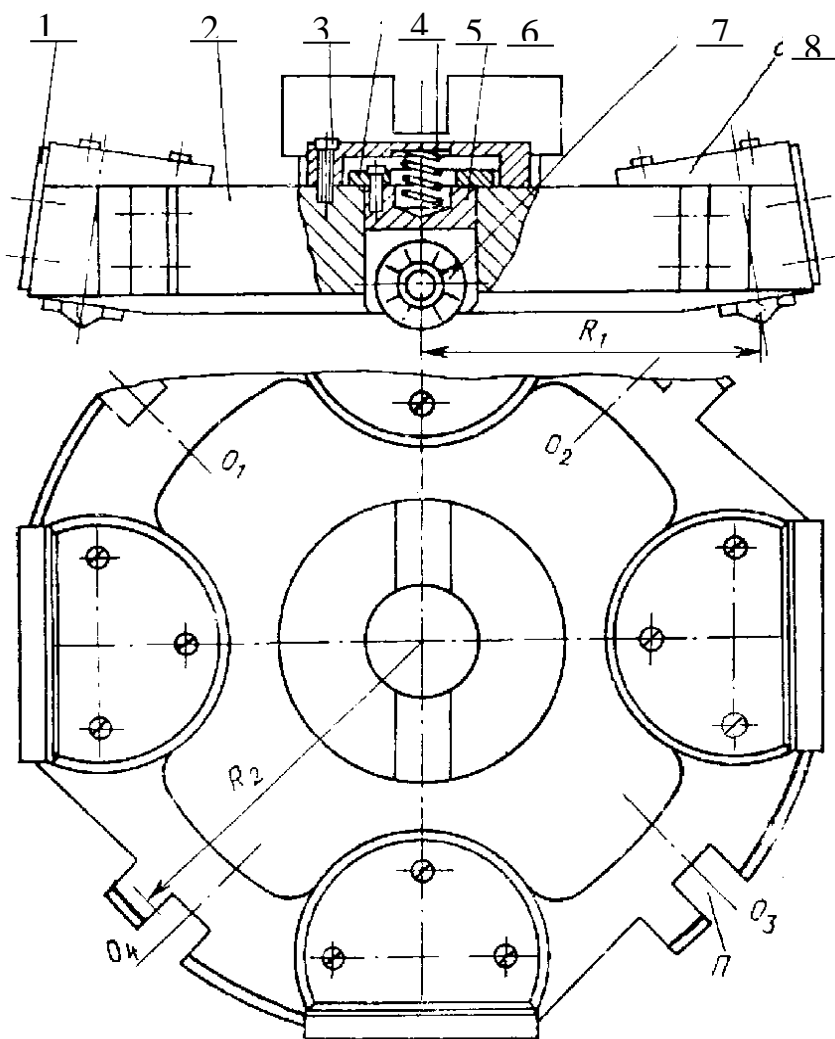


Рисунок 1.15 – Конструкція багатороликового пристосування

Кришки 1 призначені для можливості швидкої зміни пружин 5. Недоліком цієї конструкції пристрою, як і попередніх, є, по-перше, те, що ріжучий і деформуючий інструмент повторно торкається обробленої поверхні при русі над нею з протилежної від обробки сторони; по-друге, складність налагодження необхідного “вильоту” роликів відносно до різців, з яких тільки один забезпечує чистову обробку поверхні перед обкаткою.

Залишається великим час переналагодження на потрібне зусилля притискання роликів, а також незручності, пов’язані зі збиранням і розбиранням пристосування для заміни пружин. Незважаючи на достатньо жорстку конструкцію пристрою, отримання якісної обробки залишається проблемним. Як підкреслює автор роботи [35], потрібна точна установка пристосування на шпинделі верстата і мінімальне биття роликів, що зробити практично не можливо.

Одна з останніх конструкцій комбінованого пристрою для обробки плоских поверхонь наведена на рис.1.16 [39].

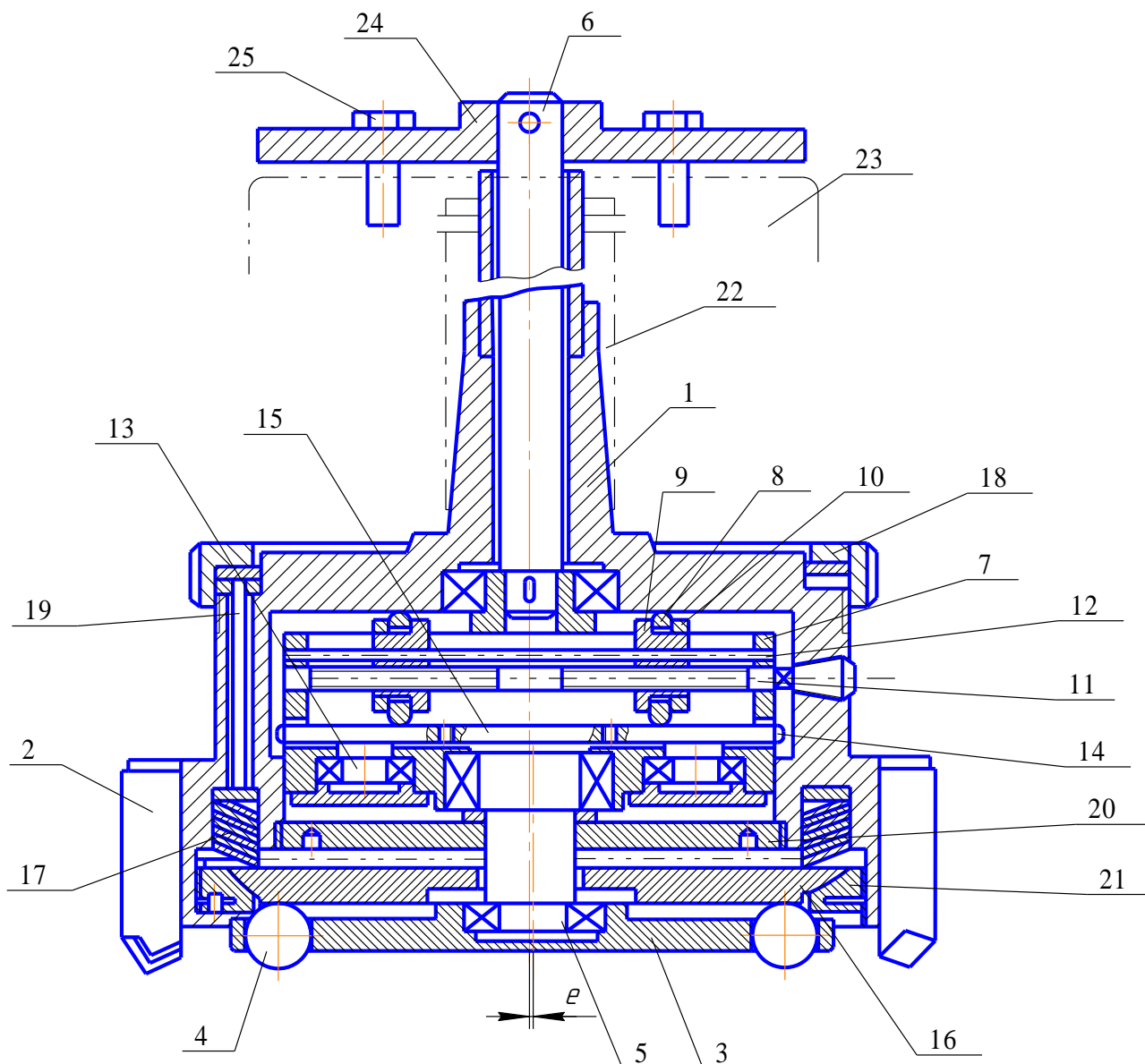


Рисунок 1.16 – Пристрій для комбінованої обробки плоских поверхонь

Пристрій налічує корпус 1, в якому розташовані торцева фреза з ріжучими елементами 2 і накатна головка, яка налічує сепаратор з деформуючими кульками 4. Вісь 5 обертання сепаратора 3 ексцентрична на величину  $e$  відносно осі 6 обертання фрези. На вісь 6 насаджений диск 7, який має пази з розміщеними в них фрикційними роликами 8, вільно встановленими на ступиці 9. Осьовому переміщенню ролика 8 перешкоджає бурт ступиці 9 і гайка 10. Ступиця 9 переміщується по регульованій 11 і напрямній 12 осям, закріпленим на диску 7. Вісь 5 сепаратора 3 також установлена на диску 7 у підшипнику 13. Фрикційні ролики 8 взаємодіють з торцем корпусу 1 і кінематично через шестерні 14 і 15 зв'язані з сектором 3. Робоче зусилля на деформуючі кульки 4 через підп'ятник 16 задається пружинами 17. Регулювання робочого зусилля здійснюється гайкою 18

через штифти 19. Фрикційний контакт між роликами 8, корпусом 1 і шестернею 14 забезпечується гайкою 20. Осьове переміщення під'ятника 16 обмежується гайкою 21. Корпус 1 пристрою закріплюється у шпинделі 22 верстату, а диск фрикційної головки стопориться на корпусі 23 верстату через вісь 6, фланець 24 - гвинтами 25.

Пристрій працює наступним чином. Обертання від шпинделя 2 передається на корпус 1 фрези, який зтягує за собою фрикційні ролики 8 і далі, через шестерні 14 і 15 на вісь 5, обертання якої викликає переміщення сепаратора на величину  $2e$ . Обертаючи регулюючу вісь 11, можливо переміщувати ступицю 9 у радіальному напрямку по регулюючій 11 і напрямній 12 осям, що викликає зміну відстані фрикційного контакту роликів з корпусом і віссю повороту корпусу 1, і плавно змінювати частоту накатування, регулюючи характеристики мікрорельєфу.

Крім недоліків, наведених вище для багатоелементних інструментів, слід додати нестабільність процесу накопчування через проковзування роликів відносно корпусу 1 і шестерень 14, інтенсивний знос цих деталей, неможливість точного регулювання зусилля деформування обробленої поверхні.

Сепаратор 3 з деформуючими кульками 4, обертаючись в протилежному відносно корпусу фрези 1 з ріжучими елементами 2 напрямку і маючи ексцентриситет  $e$ , створює додаткові вібрації, що не може не вплинути негативно на процес обробки поверхні.

Як вказує автор роботи [16] ротаційна обробка плоских поверхонь ППД розповсюджена значно менше, ніж обробка зовнішніх і внутрішніх циліндричних поверхонь. Тому, за його словами, і конструкцій комбінованого інструменту для обробки площин створено небагато. З моменту публікації (1975р.) по інформації, що була зібрана за останні 20-25 років, нових конструкцій комбінованого інструменту не виявлено.

### **1.5. Існуючі схеми зрізання припуску торцевими фрезами, оснащеними НТМ**

Схема зрізання припуску впливає на продуктивність обробки, якість оброблених поверхонь, вид стружки, що зрізається, а отже, на працездатність інструмента, зусилля та потужність різання, конструкцію інструмента, на технологічність та вартість виготовлення інструмента. У зв'язку з цим вибір схеми зрізання та засобів реалізації є найважливішою задачею, рішення якої визначає ефективність процесу обробки деталей.

Для більшості торцевих фрез з НТМ використовують схеми різання за принципами розподілу подачі (рис. 1.4, а) або глибини (рис. 1.4, б).

При застосуванні схеми різання за розподілом подачі величина подачі на зуб  $S_z$  дорівнює:

$$S_z = \frac{S_0}{z}, \quad (1.1)$$

де  $S_0$  – величина подачі на оберт, мм/об;

$z$  – кількість ножів фрези.

Для більшості конструкцій фрез величина  $S_z = 0,01 \dots 0,04$  мм/зуб, що вимагає підвищених вимог до точності взаємного розташування ножів. Але за рахунок похибок базування та закріплення фрез на верстатах, осьових та радіальних биттів шпинделів верстатів, похибок заточки та установки ножів фрез биття різальних кромки можуть значно перевищувати подачу  $S_z$ . Це призводить до участі в різанні невеликої кількості ножів, формуванню поверхні заготовки одним (найбільш виступаючим) ножем, що знижує стійкість фрез та продуктивність обробки.

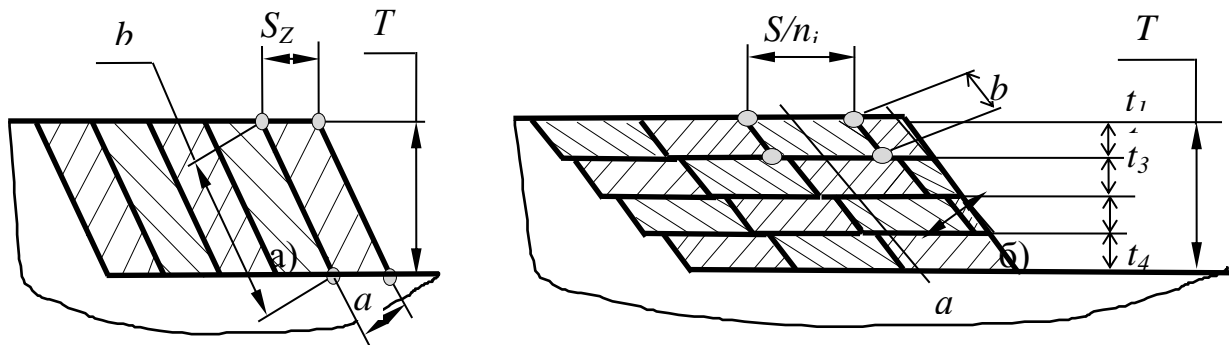


Рисунок 1.17 – Схеми різання торцевими фрезами з розподілом припуску:  
а – за подачею; б – за глибиною

При застосуванні схеми різання за методом розподілу глибини різання  $t$  ножі розміщуються в радіальному напрямку на різній відстані від осі фрези, а в осьовому – ступінчасто (рис. 1.17, б).

Тоді подача на зуб буде дорівнювати:

$$S_z = \frac{S_0}{z_{CT}} = \frac{S_0 \cdot n_{CT}}{z}, \quad (1.2)$$

де  $z_{CT}$  – кількість ножів у ступіннях;

$n_{CT}$  – кількість ступенів фрези.

Збільшення подачі на зуб для ступінчастих фрез при тих же биттях різальних кромки призводить до зростання кількості ножів, що беруть участь в різанні.

При наявних радіальних і торцевих биттях різальних кромки ножів параметри перерізу зрізуваних шарів різко відрізняються один від одного (рис. 1.5). Так, наприклад, на ніж 4 (рис. 1.5, а) припадає шар найбільшої товщини  $a_{max}$ , що викликає його підвищений знос і знижує загальний період стійкості фрези.

Для зменшення осьових і радіальних биттів різальних кромки ножів підвищуються вимоги до якості заточки фрез. За даними [40] биття різальних кромки ножів не повинні перевищувати 0,02–0,04 мм, а за даними [11] – 0,003–0,01 мм в залежності від діаметра фрези, що досягається заточкою фрез у зборі, або фрези мають механізми регулювання осьового і радіального положення ножів.

Зменшення вимог до точності взаємного розташування різальних кромки за рахунок використання ступінчастих схем різання дозволяє збільшити кількість ножів, що приймають участь у різанні при умові стабільного припуску.

При коливаннях припуску схеми різання торцевих фрез будуть мати вигляд, показаний на рис. 1.18.

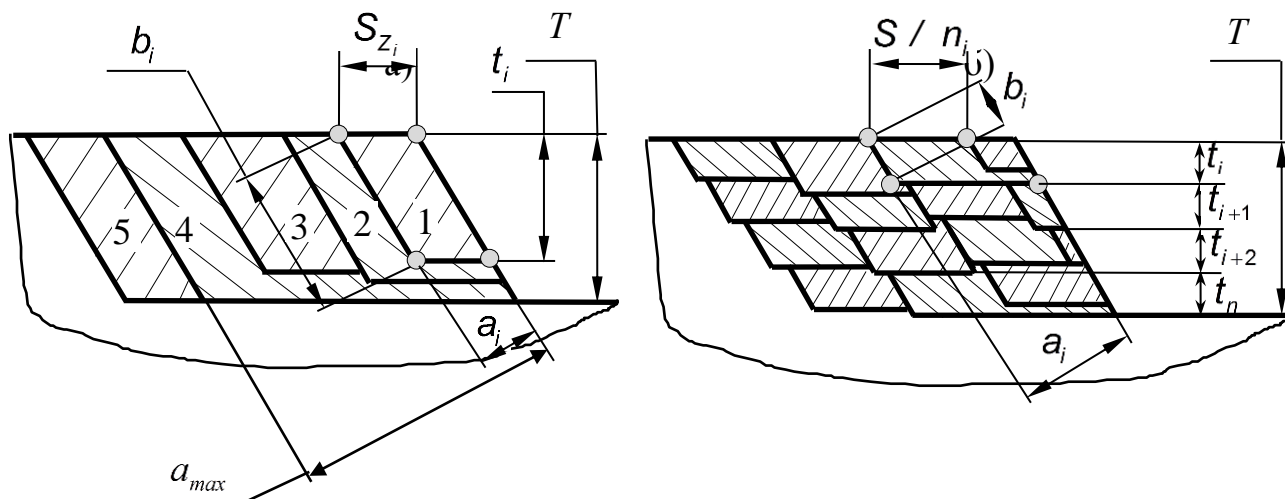


Рисунок 1.18 – Схеми різання з биттям різальних кромки ножів при розподілі припуску: а – за подачею; б – за глибиною

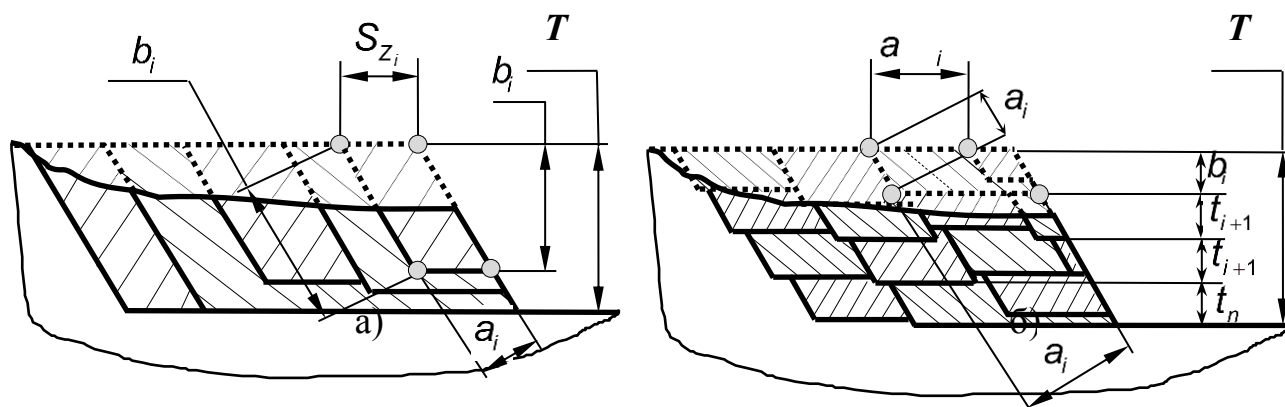


Рисунок 1.19 – Схеми різання з урахуванням коливання припуску при розподілі:

а – за подачею; б – за глибиною

Для схеми різання з розподілом припуску за подачею коливання припуску призводять до різної навантаженості різальних ножів, а для ступінчастих фрез верхні ступені можуть взагалі не приймати участі в різанні. Неучасть в різанні частини ступеней фрез чи різна навантаженість ступеней призводять до змінних деформацій технологічної системи, підвищеного зносу ножів, які мають найбільший виліт відносно обробленої поверхні, та скороченню періоду стійкості фрез загалом.

Використання ступінчастої схеми різання при напівчистовій та чистовій обробках деталей не дозволяє використовувати великі головні кути у плані  $\varphi$ ,

тому що при великих їх значеннях різко скорочується ширина зрізу зрізуваного шару та питоме навантаження на одиницю довжини різальної кромки. Тому при конструюванні ступінчастих торцевих фрез для напівчистої та чистої обробки для збільшення довжини різальних кромки необхідно використовувати малі кути у плані  $\varphi$  (рис. 1.20).

У більшості спеціальних торцевих фрез використовують циліндричні вставки з НТМ, що закріплюються у корпусі фрез за допомогою затискних механізмів. Найбільш поширений клино-гвинтовий затискний механізм з розміщенням його у напрямку, перпендикулярному до осі ножа.

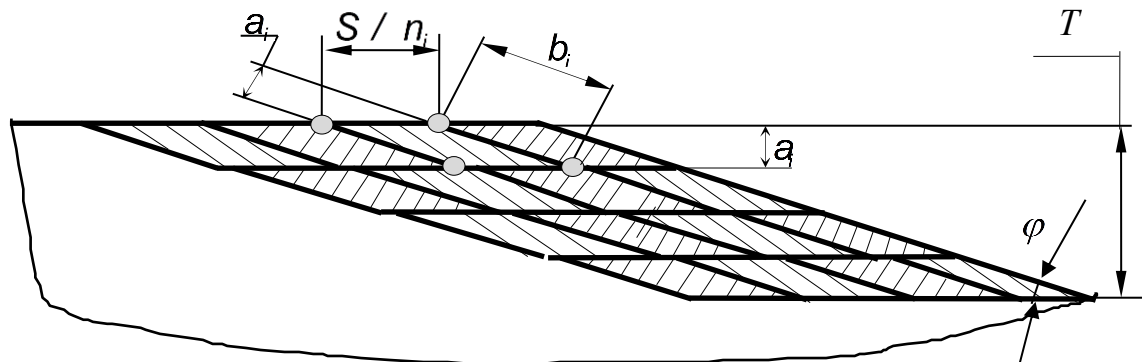


Рисунок 1.20. Схема різання ступінчастими торцевими фрезами з малими кутами у плані  $\varphi$  головних різальних кромки

При конструюванні торцевих фрез для обробки плоских поверхонь деталей вхідними даними є вид та матеріал оброблюваної заготовки, вимоги до процесу обробки, геометричні та кінематичні параметри верстата. Ефективність сконструйованого інструменту залежить від конструктивного виконання, раціональної схеми зрізання припуску, оптимальної геометрії різальних частин ножів, способу базування фрези на верстаті та виду інструментального матеріалу.

Дані режимів обробки торцевими фрезами, спроектованими машинобудівними підприємствами (табл. 1.1), варіюються в широких межах. Так, швидкості різання варіюються від 220 до 2000 м/хв при обробці чавуну. Характерним для чистої обробки площин є застосування малих подач на зуб фрези, що пояснюється тим, що фактично оброблену поверхню формує один ніж, який має максимальну величину вильоту.

Так, наприклад, мінімальна величина подачі на зуб складає  $S_z = 0,005$  мм/зуб, а для більшості конструкцій фрез вона становить  $S_z = 0,01-0,04$  мм/зуб. Глибина різання встановлюється в залежності від виду обробки для напівчистого і чистого фрезерування та коливається в межах від  $t = 0,05$  мм до  $t = 2$  мм.

Таким чином, виходячи із аналізу схем різання, конструктивного оформлення торцевих фрез та режиму різання, можна відмітити, що:

- при проектуванні торцевих фрез використовують звичайну геометрію різальних ножів, де головні та допоміжні різальні кромки спряжуються радіусною частиною чи прямолінійною допоміжною кромкою;



- ножі, що використовуються у фрезах, є ножами прямокутного різання ( $\lambda \approx 0^\circ$ );
- для більшості фрез, що призначені для чистової обробки, використовують схему різання з розподілом за подачею;
- ступінчасті схеми різання не одержали широкого застосування для процесів чистового фрезерування;
- радіальні та торцеві биття різальних кромки ножів призводять до різної навантаженості ножів та зниження кількості ножів, що приймають участь в різанні.

Розробка торцевих фрез більш високої працездатності для напівчистової та чистової обробки загартованих сталей і чавунів може бути здійснена тільки на основі аналізу конструктивних елементів та режиму різання одноступінчастими торцевими фрезами. Виходячи з цих вимог, перш за все необхідно розглянути питання, що пов'язані з геометричними параметрами і режимами різання, які використовуються. Це забезпечить можливість вибору оптимальної геометрії різальних частин ножів та режиму експлуатації фрез.

### **1.6. Аналіз геометричних параметрів одно- та багатоступінчастих фрез для фінішної обробки плоских поверхонь деталей**

Для забезпечення участі ножів в різанні авторами [41–46] встановлені допустимі значення биттів різальних кромки ножів. Так, у роботі [51] допустимі значення осьових биттів різальних кромки встановлюються 0,003–0,004 мм, а радіальні биття ножів – 0,007–0,009 мм. В дослідженнях [47] вказано, що існують конструкції фрез, які дозволяють регулювати торцеві биття ножів з точністю до 1 мкм.

Неможливість встановлення ножів фрези в осьовому напрямку до величин, які відповідають висоті мікронерівностей, призводить до того, що мікропрофіль обробленої поверхні формується одним найбільш виступаючим в осьовому напрямку ножем, що знижує продуктивність обробки. Тому продуктивність та шорсткість обробки будуть визначатися геометрією профілюючого ножа.

Застосування ступінчастого розташування ножів для чистових фрез було викликано двома основними причинами:

- необхідністю зйому припуску, що перевищує 0,5 мм;
- спрощенням експлуатації фрез шляхом зниження вимог до точності взаємного розташування ножів.

За даними [48] достатньою для ступінчастих фрез є точність установки ножів 0,1 мм.

Автором [49] вказується, що застосування ступінчастих фрез дає можливість знімати припуск до 8 мм (одним ножем або ступінню знімається припуск до 0,5 мм). Кількість ступінців визначається загальним припуском. Відносно одноступінчастих фрез геометрія ножів залишається незмінною і всі похибки стандартної геометрії ножів мають місце і тут.

Для зменшення висоти мікронерівностей в ряді конструкцій одноступінчастих фрез [27] ножі виконуються із зачисними кромками довжиною  $f$ , не меншими  $2S_0$  ( $f \geq 2S_0$ ), де  $S_0$  – розмір подачі на оберт.

Автори [13] рекомендують вибирати  $f$  в залежності від оброблюваного матеріалу: для сірого чавуну  $-f \leq 1,5-2$  мм, для сталей  $-0,4-1,2$  мм. Менші довжини зачисних кромок приймаються при обробці сталей високої твердості для того, щоб уникнути підвищених деформацій в технологічній системі, а також вібрацій, що негативно позначаються на якості обробки.

Для зачисних різальних кромок необхідно забезпечити їх паралельність у напрямку подачі. За даними [50] відхилення кута між зачисними кромками і напрямком подачі не повинно перевищувати  $10'$ .

З іншого боку, використання зачисних різальних кромок є найменш ефективним засобом [51] з погляду розмірної стійкості. Тому широко застосовується і звичайна геометрія різальних ножів, у яких головна і допоміжна різальні кромки спряжуються радіусом. Розмір радіуса варіюється від 0,3 мм до 50 мм для різноманітних фрез [52–54].

Найчастіше радіус дорівнює 0,8–1,2 мм.

Передній кут для ножів одноступінчастих фрез приймався рівним  $\gamma = -(0^\circ-10^\circ)$ , що пояснюється автором [55] тим, що при від'ємних передніх кутах інструмента складова  $P_y$  сили різання значно більша, а це призводить до того, що результуюча сила різання створює в різальному клині напруги стискання. Для НТМ це особливо важливо, тому що межа міцності на вигин, наприклад, гексаніту-Р, складає тільки 1,18 ГПа.

Задній кут у вивчених конструкціях фрез складає  $\alpha = (7^\circ-12^\circ)$ . Збільшення кута  $\alpha$  призводить до послаблення тривкості ріжучого леза та появи відколів і викришувань різальних частин [56].

Значення геометричних параметрів різальної частини ножів багатоступінчастих фрез приймалося як і для звичайних фрез:  $\gamma = -(5-8)^\circ$ ;  $\alpha = 8-12^\circ$ ;  $\varphi = 35-45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 10-15^\circ$ . Для чистової обробки чавуну приймали  $\gamma = 0^\circ$ , що не впливало на стійкість торцевих фрез.

За даними роботи [57] напрямленнями подальшого розвитку торцевих фрез є:

- створення фрез ступінчастої конструкції для напівчистової обробки сталейних і чавунних деталей;
- створення чистових фрез з суцільними пластинами із композиту і з однією зачисною пластиною для кінцевої обробки деталей;
- створення технологічних конструкцій чистових фрез з механізмами, що дозволяють регулювати положення ножів, для забезпечення биттів різальних кромок ножів не більше 0,005 мм.

При цьому були визначені значення геометричних параметрів, що забезпечували максимальну стійкість та сприятливі умови відвіду стружки із зони різання:  $\gamma = \alpha = 6-12^\circ$ ;  $\lambda = 5-10^\circ$ .

### 1.7. Режими різання та основні характеристики процесу чистового фрезерування

При чистовій обробці деталей одноступінчастими торцевими фрезами глибина різання складає 0,005–0,5 мм, а рекомендовані значення подачі на зуб і швидкості різання мають широкий діапазон зміни. Тому і визначити розмір оптимальної швидкості різання та подачі дуже важко.

Застосування ступінчастих фрез виробництва Сестрорецького інструментального заводу [58] підвищило продуктивність обробки чавунних деталей на 25%. При цьому за один прохід знімався значно більший припуск, ніж одноступінчастими фрезами.

Висока продуктивність фрез досягається із збільшенням подачі на зуб для ступінчастих фрез. При глибинах різання, менших 0,5 мм, ступінчасті торцеві фрези не застосовуються, тобто переваги ступінчастих фрез не реалізуються.

Скористатися наявними залежностями для визначення сил різання, рівномірності процесу одноступінчастого фрезерування не виявляється можливим, тому що існуючі биття різальних кромek ножів у поєднанні з малими товщинами зрізу і глибинами різання, характерними для чистової обробки, призводять до значних похибок. Тому при вивченні процесу фрезерування стандартними чистовими фрезами залежності сил різання від геометричних і режимних параметрів визначалися експериментально.

Аналітичні залежності складових сил різання при фрезеруванні описуються рівняннями [59]:

$$P = C_p V^Z S^Y t^X \quad (1.3)$$

Так, при обробці сталі твердістю 58...64HRC<sub>E</sub>:

$$P_Z = 3800 \cdot V^{0,03} \cdot S^{0,42} \cdot t^{0,73}; \quad (1.4)$$
$$P_Y = 100 \cdot V^{0,16} \cdot S^{0,33} \cdot t^{0,57}$$

Як видно із залежності (1.4), найбільше впливають на складові  $P_Z$  і  $P_Y$  глибина різання та подача. Швидкість різання  $V$  значно менше впливає на складові сили різання, причому збільшення  $V$  призводить до зростання складових сили різання.

За даними [60] збільшення швидкості різання  $V$  призводило до зменшення  $P_Z$  і  $P_Y$ , що пояснюється зростанням температури в зоні різання та зменшенням коефіцієнта тертя. Збільшення радіуса при вершині від 0,1 мм до 0,6 мм призводило до зростання  $P_Z$  та  $P_Y$  у 1,5–2 рази.

Твердість оброблюваного матеріалу найбільше впливає на складову  $P_Z$ . При зростанні довжини обробленої поверхні збільшується величина фаски зносу

задньої поверхні ножів  $h_3$ , що призводить до підвищення складових  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$ , причому найбільше зростають складові  $P_y$ ,  $P_z$ .

Проте, необхідно зауважити, що складові сили різання при чистовому одноступінчастому фрезеруванні значно менші, ніж при чорновому фрезеруванні. Але оскільки довжина активної частини різальних кромки складає частки міліметра, це є причиною виникнення великих навантажень на одиницю довжини різальних кромки, які часто значно перевищують навантаження чорнового фрезерування. Положення погіршується тим, що при чистовому фрезеруванні товщини, що зрізаються, менші або співпадають з радіусами округлення різальних кромки. Ці чинники, звичайно, впливають на знос ножів фрез.

Одержані дані [61] свідчать, що при ступінчастому фрезеруванні мають місце менші коливання сил різання, а також зменшується потужність фрезерування.

Вивчення механізму знос лезових інструментів, оснащених НТМ, проводилося у ряді робіт [60, 61, 62], в яких визначено, що при обробці крихких матеріалів має місце механічне руйнування інструментального матеріалу. На дане руйнування впливає температура різання, що полегшує відрив зерен НТМ. Збільшення температури викликає появу на межах зерен НТМ розтягуючих напруг, які призводять до руйнування. Тому природно припускати, що такі чинники, як режими різання та геометрія різального інструмента, які впливають на температуру різання та питома навантаження одиниці довжини різальної кромки, визначають і характер зносу інструмента.

За даними [63] залежність стійкості  $T$  від швидкості різання  $V$  та подачі на зуб  $S_z$  при одноступінчастому фрезеруванні сталі ХВГ описується рівнянням:

$$T = \frac{34}{S_z^{0,86} \cdot V^{0,33}} \quad (1.5)$$

Як видно з (1.5), збільшення швидкості  $V$  та подачі на зуб  $S_z$  призводить до зменшення стійкості фрез.

Дослідженнями [54] встановлено, що при лезовій обробці інструментами із НТМ високі різальні властивості останніх реалізуються при достатньо високих температурах різання ( $1000^\circ - 1100^\circ C$ ), що досягається визначеною (оптимальною) швидкістю різання. При малих зрізах стружки теплонапруженість процесу різання визначається не роботою стружкоутворення, а, головним чином, роботою тертя задньої поверхні по деталі.

Тому однією із задач дослідників є пошук оптимальної швидкості різання, що забезпечує найвищу стійкість різального інструмента при заданих умовах обробки.

Знос різців із НТМ при фрезеруванні має ступінчастий характер [56]. На першому етапі розмір  $h_3$  інтенсивно зростає до значень 0,25–0,35 мм, потім починається другий етап лінійного зростання знос по задній поверхні ножів. Залежність стійкості  $T$  від швидкості різання  $V$  та подачі на зуб  $S_z$  має спадний характер без екстремуму.

Автори [64] отримали залежність стійкості одноступінчастих фрез від режимів різання при обробці сталі У8А ( $58...60HRC_E$ ):

$$T = \frac{21,4 \cdot 10^4}{V^{1,39} \cdot S_Z^{0,5} \cdot t^{0,35} \cdot Z^{0,18}} \quad (1.6)$$

Залежність (1.6) дає можливість встановити, що число ножів  $Z$  незначно впливає на стійкість фрези, а вплив інших чинників аналогічний [63]. Незначний вплив кількості ножів на стійкість, на наш погляд, може бути пояснений тим, що існуючі похибки розташування ножів призводять до участі в різанні невеликої їх кількості.

За критерій затуплення фрез рекомендується призначати розмір зносу по задній поверхні рівним  $h_3 = 0,1 - 0,4$  мм, що забезпечує стійкість 120–180 хвилин (за машинним часом) [64]. За даними [27] фаска зносу  $h_3$  не повинна перевищувати  $h_3 = 0,5$  мм. При цьому стійкість при обробці сірого чавуну  $T = 60 - 80$  хв, а при обробці загартованої сталі ( $55 - 62HRC_E$ ) –  $T = 30 - 40$  хв. У роботі [63] допустимий розмір зносу рекомендують призначати з умови одержання необхідної шорсткості обробки. При досягненні розміру  $h_3 = 0,35 - 0,40$  мм і лінійного зносу в осьовому напрямку до 0,06 мм шорсткість обробленої поверхні загартованої сталі підвищується з  $Ra = 0,8$  мкм до  $Ra = 1,6$  мкм, а чавуну – із  $Ra = 1,6$  мкм до  $Ra = 3,2$  мкм.

Питання одержання необхідної шорсткості обробки є одним із головних. Тому розглянемо, як впливають геометричні параметри та режим різання на шорсткість обробки.

Авторами [53, 56, 49] відзначається, що застосування торцевих фрез дає можливість досягти заданої висоти мікронерівностей.

Дослідженнями [63] встановлюється неоднаковий вплив швидкості різання на шорсткість обробки. При фрезеруванні сталей високої твердості ( $HRC > 55$ ) зміна швидкості різання в діапазоні  $V = 40 - 300$  м/хв не впливала на розмір висоти мікронерівностей. В цьому випадку шорсткість  $R_A$  визначалась залежністю  $R_A = 18,7 \cdot S_Z^{1,22}$ . Для сталей низької твердості ( $HRC < 30$ ) відмічена залежність  $Ra$  від швидкості різання. Причому ріст  $V$  спричиняє зменшення  $Ra$ . При обробці чавуну залежність  $Ra$  від швидкості різання та подачі на зуб має вигляд:  $Ra = 2,7 \cdot S_Z^{0,5} \cdot V^{-0,1}$ .

Тобто збільшення  $V$  зменшує значення шорсткості обробки.

Вивчення впливу кута  $\lambda$  на шорсткість обробки при фрезеруванні інструментами, оснащеними НТМ, не проводилося. За даними [65] застосування кутів нахилу різальної кромки  $\lambda \neq 0^\circ$  дозволяє створити необхідні умови миттєвого контакту входу і виходу фрези із зони різання.

Розгляд впливу режиму різання обробки на шорсткість оброблених поверхонь дає можливість визначити їх суттєвий вплив на середньоарифметичну висоту мікронерівностей, але дослідні дані суперечливі. За одними даними

швидкість різання не впливає на шорсткість поверхні, за іншими має місце значний вплив.

В роботі [66] визначено, що застосування ступінчастих фрез підвищує якість обробки площин чавунних, сталевих і пластмасових деталей, а розмірний знос фрез при обробці сталей не перевищує 4 мкм/м, при обробці чавунів – 2 мкм/м.

Встановлено, що використання ступінчастих схем різання дає можливість задіяти у різанні більшу кількість ножів та покращити динаміку процесу різання.

Питання вибору схеми різання, геометрії ножів фрез та режимів експлуатації фрез вивчені недостатньо і є актуальними. Досвід використання ступінчастих схем різання дає можливість зробити висновок про доцільність їх використання не тільки на операціях напівчистового фрезерування, але й для чистових операцій.

Аналіз виконаних досліджень вказує на обмеженість даних з визначення оптимальної геометрії та режимів експлуатації торцевих ступінчастих фрез, оснащених НТМ.

Розгляд і вивчення комплексу питань, пов'язаних із застосуванням косокутної геометрії для торцевих фрез, оснащених НТМ, дозволить визначити напрямлення розробки торцевих ступінчастих фрез для забезпечення більш високої якості оброблених поверхонь в умовах нестаціонарного різання.

### **1.8. Вплив косокутної геометрії різальних частин інструментів на характер процесу різання**

Застосування інструментів косокутного безвершинного різання дає можливість підвищити продуктивність та якість обробки. Показано доцільність [67] використання різців з одною прямолінійною різальною кромкою для обробки безкисневої міді, а в дослідженнях було підтверджено [68] – при обробці корозостійких сталей. Автором [69] встановлена висока ефективність однокромочних різців при точінні спечених матеріалів, а дослідженнями [70, 71] – при чистовому точінні м'яких металів, які практично не піддаються шліфуванню. У ряді робіт [72, 73, 61, 74] встановлені переваги косокутного різання для різноманітних оброблюваних матеріалів і умов обробки. Особливо висока ефективність застосування косокутної геометрії спостерігалася при різанні малих товщин зрізу, характерних для чистової обробки [75].

Більшість робіт виконана для процесу чистового і напівчистового точіння деталей однокромочними різцями з прямолінійними або криволінійними різальними кромками [76, 75, 77]. Значно менше робіт [78, 79] з вивчення процесу різання фрезами косокутного різання.

При чистовому торцевому фрезеруванні сумарна глибина різання не перевищує 0,5–0,7 мм, а подача на зуб  $S_z \approx 0,02–0,04$  мм. Тому використання косокутної геометрії різальних ножів забезпечить стабільність зйому припуску, поліпшить якість обробки плоских поверхонь деталей.

На відміну від прямокутного при косокутному різанні вектор швидкості  $V$  неперпендикулярний різальній кромці інструмента, тому площина стружкоутворення, у якій знаходяться вектори швидкості різання, швидкості зсуву і швидкості сходу стружки, також неперпендикулярна різальній кромці. З врахуванням важливості визначення точних напрямків вказаних швидкостей та розрахунку сил різання, сил тертя, зносу та інше необхідно точно задавати та вимірювати геометрію інструмента.

Варто відмітити, що в багатьох роботах [80, 81] даються неоднозначні визначення основних геометричних параметрів інструментів.

За даними [80] передній кут варто вимірювати в напрямку сходу стружки по передній поверхні, а напрямок сходу стружки по передній поверхні складає кут  $\lambda$  із перпендикуляром до різальної кромки.

Проведеними дослідженнями [72, 81] встановлено, що сталість робочого переднього кута, вимірюваного у напрямку сходу стружки, не забезпечує при зміні кута  $\lambda$  сталості відносного зсуву і коефіцієнта укорочення стружки. При зберіганні постійного переднього кута в напрямку сходу стружки в міру збільшення кута  $\lambda$  коефіцієнт укорочення стружки збільшується, іще сильніше зростає відносний зсув. Пояснюється це тим, що передній кут, вимірюваний у нормальній площині, впливає на ступінь деформації та відносний зсув значно сильніше, ніж кут нахилу головної різальної кромки. Звідси, можна зробити висновок, що робочий передній кут варто вимірювати в площині, перпендикулярній до головної різальної кромки.

Відповідно до [76] при косокутному різанні варто розрізняти нормальний  $\gamma_n$ , швидкісний  $\gamma_v$  та ефективний  $\gamma_o$  передні кути. Встановлено, що сила різання не є простою функцією ефективного переднього кута, а є прямою функцією нормального переднього кута.

Автори [65, 82] підтримують точку зору Грановського Г.І., що передній кут у площині векторів швидкості різання та швидкості сходу стружки є основним при косокутному різанні, котрий істотно впливає на складові сили різання, шорсткість обробленої поверхні.

Розраховується робочий передній кут за рівнянням:

$$\sin \gamma_p = \sin \lambda \cdot \sin v + \cos \lambda \cdot \cos v \cdot \sin \gamma_n \quad (1.7)$$

де  $\gamma_p$  – робочий передній кут;  $\lambda$  – кут нахилу різальної кромки;  $v$  – кут сходу стружки;  $\gamma_n$  – передній кут у нормальній площині.

Бобровим В.Ф. [81] встановлено, що зміна кута  $\lambda$  значно менше позначається на стійкості різців при зберіганні постійним заднього кута в напрямку вектора швидкості різання. Тому задній кут необхідно задавати в площині, що збігається з вектором швидкості різання.

Для визначення робочого переднього кута за формулою (1.7) необхідно знати значення кута сходу стружки  $v$ . Крім того, кут  $v$  впливає на співвідношення сил різання, знос інструментів, якість обробки. Тому розглянемо вплив режиму різання та геометричних параметрів на кут сходу стружки.

За даними Грановського Г.І. [83], напрямок сходу стружки по передній поверхні складає кут  $\lambda$  із перпендикуляром до різальної кромки. В роботі [82] уточнюється, що кут сходу дорівнює:

$$v = k \cdot \lambda, \quad (1.8)$$

де  $k = 1...0,9$  – коефіцієнт, що залежить від оброблюваного матеріалу та умов різання.

Із умови  $k = 1$  формула для розрахунку переднього кута (1.7) спрощувалася:

$$\sin \gamma_p = \sin^2 \lambda + \cos^2 \lambda \cdot \sin \gamma_n. \quad (1.9)$$

Залежність (1.8) пропонувалася також автором [83], який визначив незалежність кута  $v$  від режимів різання. В роботі [4] пояснюється, що кут сходу стружки  $v$  залежить тільки від ширини стружки  $b_c$ , ширини зрізу  $b$ , кута  $\lambda$  і може бути розрахований за формулою:

$$\cos v = \frac{b_c}{b} \cdot \cos \lambda \quad (1.10)$$

У роботі Боброва В.Ф. [72] в результаті досліджень косокутного різання встановлено, що твердження [82] є помилковими. У більшості випадків кут  $v$  більший кута  $\lambda$ , причому різниця між  $v$  і  $\lambda$  збільшується із збільшенням кута  $\lambda$  і складає  $5^\circ - 7^\circ$  для найбільших значень кута  $\lambda = 60^\circ$  і товщини зрізу  $a = 0,5$  мм.

В роботі [65] визначено розмір кута сходу  $v$  стружки при кутах  $\lambda = 0^\circ - 60^\circ$  і швидкості різання  $V = 0 - 180$  м/хв при різанні сталей  $45^\circ$  і  $50^\circ$ . Встановлено, що при малих швидкостях різання спостерігалася приблизна рівність кутів  $v$  і  $\lambda$ , а при збільшенні швидкості різання кут  $v$  значно менший кута  $\lambda$ . Так, при великих швидкостях різання  $v = \frac{2}{3} \lambda$ . Експерименти проводилися при постійних значеннях переднього кута і товщини зрізу.

Суперечливі дані і зі впливу геометричних параметрів і режиму різання на кут сходу стружки. За даними [83, 84] швидкість різання не впливає на кут сходу стружки, а за даними [65] кут  $v$  залежить від швидкості різання. Залежність кута  $v$  від швидкості різання визначається [65] за формулою:

$$v = \frac{\lambda}{V^{0,08}} \quad (1.11)$$

Формула (1.11) уточнюється в роботі [85]:

$$v = \frac{\lambda}{V^{0,12}} \quad (1.12)$$

Як видно з формул (1.11) та (1.12), із збільшенням швидкості різання кут  $v$  зменшується, а в дослідженнях [61] збільшення швидкості різання з 0,4 до 3,3 м/с призводило до зростання кута сходу стружки  $v$ .

Вивчення впливу товщини шару, що зрізається на кут  $v$  проводилося в роботах [72, 83, 84, 86]. Причому, за даними досліджень [83, 84, 86] товщина



шару, що зрізається, не впливає на кут  $\nu$ , а за даними роботи [3] збільшення товщини шару призводить до збільшення кута  $\nu$ .

Стосовно впливу кута  $\gamma_n$  на кут  $\nu$  існує одностайна думка [72, 86], що зменшення кута  $\gamma_n$  призводить до збільшення кута  $\nu$ .

В цілому можна зробити висновок, що визначення кута  $\nu$  сходу стружки вивчено недостатньо, а існуючі відомості дуже суперечливі. Тому і розрахунки робочого переднього кута за формулою (1.6) для різальних ножів фрез можуть призвести до значних похибок.

При вивченні процесу різання інструментом з кутом  $\lambda \neq 0^\circ$  виникає потреба розрахунку параметрів зрізуваного шару. Згідно даних [65], на відміну від прямокутного при косокутному різанні довжина робочої ділянки різальної кромки не дорівнює ширині зрізу та ширині стружки.

Бобров В.Ф. [72] встановив, що при різанні з кутом нахилу різальної кромки  $\lambda \neq 0^\circ$ , коли вектор швидкості різання неперпендикулярний різальній кромці, тільки товщина зрізуваного шару визначає товщину зрізуваної стружки, а ширина стружки визначається робочою довжиною різальної кромки. Звідси, можна зробити висновок, що при косокутному різанні основними параметрами є товщина шару, що зрізається, і робоча довжина різальної кромки. При цьому довжина різальної кромки і товщина зрізуваного шару залежать від кута  $\lambda$ . Зміна кута нахилу головної різальної кромки в одних випадках зменшує товщину зрізуваного шару, в інших – збільшує її, а робоча довжина різальної кромки збільшується із зростанням кута  $\lambda$ .

Грановський Г.І. [80] визначає ширину зрізу, як відстань між оброблюваною та обробленою поверхнями, яка вимірюється по поверхні різання. Аналогічні результати отримані в роботі [61], де визначаються параметри перерізу зрізу при невільному косокутному точінні. При цьому встановлено, що площа поперечного перерізу зрізуваного шару не залежить від кута  $\lambda$ , а ширина зрізу змінюється незначно.

В розглянутих роботах тільки Бобровим В.Ф. [72] визначаються параметри зрізу при торцевому фрезеруванні з ножами, що мають додатний кут  $\lambda$  і прямолінійну головну різальну кромку з головним кутом у плані  $\varphi \neq 0^\circ$ .

Розглянемо вплив кута  $\lambda$  на складові сили різання. У роботі [65] встановлено, що напрямок сили тертя  $F_T$  збігається з напрямком сходу стружки. Із збільшенням кута  $\lambda$  коефіцієнт тертя збільшується. Збільшення кута  $\lambda$  призводить до зменшення усадки стружки. Чинником, який змушує зменшитися усадку стружки, є дійсний кут різання  $\delta$ . При збільшенні кута  $\lambda$  від  $0^\circ$  до  $45^\circ$  сила  $P_Z$ , що діє в напрямку вектора швидкості різання, зростає не більше, ніж на 5 %, а при куті  $\lambda > 45^\circ$  сила  $P_Z$  значно збільшується.

В роботі [72] розглядається різання з постійною робочою довжиною різальної кромки, що дозволяє зробити наступні висновки:

1. При збільшенні кута  $\lambda$  головна складова сила різання  $P_Z$  зменшується. При цьому вплив товщини різання на складову  $P_Z$  зменшується із зростанням кута  $\lambda$ .

2. Складова  $P_Y$  спочатку зростає, а потім, досягнувши максимуму, при деякому значенні кута  $\lambda$  зменшується.

3. З ростом кута  $\lambda$  сила подачі  $P_X$  зменшується і, досягнувши нуля, змінює свій знак.

Процес точіння загартованих сталей проводився [87] з метою визначення геометричних параметрів різального інструмента, які призводять до зменшення радіальної сили різання  $P_Y$ . Складова  $P_Y$  значною мірою визначає деформації технологічної системи, а відповідно і досягну точність обробки. Проводилося три серії дослідів при постійному значенні переднього кута: в нормальній січній площині ( $\gamma_n = const$ ), у головній січній площині ( $\gamma = const$ ) й у напрямку сходу стружки ( $\gamma_p = const$ ).

Передній кут у нормальній січній площині  $\gamma_n$  найбільш сильно впливає на складову  $P_Z$ , а отже, і на потужність різання. Але необхідно відзначити те, що складова  $P_Y$  може перевищувати складову  $P_Z$ . Це спостерігається в області нульових кутів  $\lambda$ . Отже, для зменшення висоти мікронерівностей необхідно збільшувати кут нахилу головної різальної кромки, але автором не враховується той момент, що якість обробленої поверхні визначається не тільки величиною складової  $P_Y$ , але й зміною характеру стружкоутворення при різанні інструментом з  $\lambda \neq 0^\circ$ . Тому необхідно враховувати і знак кута нахилу різальної кромки.

В роботі [88] встановлена залежність питомого зусилля різання при різноманітному поєднанні переднього кута  $\gamma$  і кута  $\lambda$ . Встановлено, що зміна дійсного переднього кута  $\gamma_p$  впливає на всі характеристики різання і при виборі оптимальної геометрії цю зміну необхідно враховувати.

При точінні різцем, що має додатковий кут нахилу різальної кромки [50], складові сили різання зв'язані такими співвідношеннями:

$$\begin{aligned} P_X &= (0,33 - 0,37)P_Z; \\ P_Y &= (0,53 - 0,56)P_Z \end{aligned} \quad (1.13)$$

При цьому швидкість різання істотно не впливала на  $P_X, P_Y, P_Z$ .

В роботі [89] Мінасян Г.С. встановив, що співвідношення між складовими сили різання  $P_X/P_Z, P_Y/P_Z$  і  $P_X/P_Y$  залежать від кута відхилення стружки, а співвідношення проєкцій сил різання може бути розраховане, якщо відомі середній коефіцієнт тертя стружки об передню грань та кут відхилення стружки.

Літературних даних про значення складових сил різання при косокутному безвершинному торцевому фрезеруванні немає і, як показують розглянуті джерела, при дослідженнях сил різання необхідно враховувати весь комплекс умов обробки в кожному конкретному випадку.

Виконані дослідження із зносу та стійкості різальних інструментів косокутного різання не дають однозначної відповіді щодо оптимальної геометрії для конкретних умов обробки.

Бобров В.Ф. [72] провів досліди з точіння та фрезерування інструментами, що мають постійні значення задніх кутів у нормальній площині ( $\alpha_n = const$ ) та вектора швидкості різання ( $\alpha_v = const$ ). Всі досліди показують, що незалежно від того, у якому напрямку залишався постійним задній кут, збільшення кута  $\lambda$  призводило до зменшення періоду стійкості інструмента. При  $\alpha_v = const$  зміна кута нахилу різальної кромки менше позначається на стійкості. Основною причиною зниження періоду стійкості інструмента Бобров В.Ф. вважає збільшення загальної питомої роботи різання, питомої роботи тертя та відносного проковзування різальної кромки відносно поверхні різання при зростанні кута  $\lambda$ . Необхідно зауважити, що кут  $\lambda$  змінювався при постійному значенні кута  $\alpha_n = const$  або  $\alpha_v = const$ . Проте не враховано те, що дані значення при кожному конкретному значенні кута  $\lambda$  в загальному випадку не є оптимальними. Хоча очевидно, що для кожного значення кута  $\lambda$  є визначений набір оптимальних геометричних параметрів.

У роботі [90] не встановлено однозначного характеру залежності стійкості інструмента від кута  $\lambda$ . Досліди зі стругання сталевих і чавунних пластин дозволили визначити, що збільшення кута  $\lambda$  призводить до підвищення стійкості для інструментів, знос яких відбувається по задній поверхні, а стійкість інструментів  $T$ , різальна частина яких зношується по передній або по передній та задній поверхнях, зменшується із зростанням кута  $\lambda$ . В експериментах передній кут  $\gamma_n$  задавався в нормальній площині, а задній  $\alpha_v$  – у напрямку вектора швидкості різання  $V$ .

У роботах [78, 77] вивчався вплив кута нахилу зубів на стійкість циліндричних фрез. Із зростанням кута  $\lambda$  нахилу зубів фрез відбувалося збільшення стійкості інструментів (до 5 разів). Автори пояснюють це тим, що в міру збільшення кута  $\lambda$  зростає різниця між практичними передніми кутами, вимірюваними в напрямку сходу стружки, і передніми кутами в нормальному перерізі. Таким чином, із збільшенням кута  $\lambda$  росте фактичний передній кут зуба фрези без зменшення кута загострення, що сприяє підвищенню стійкості фрез.

Проведеними дослідженнями [73] з вивчення напруженого стану в зоні різання та різальному клині інструментів косокутного різання встановлено, що при косокутному різанні в різальному клині інструмента й у зоні різання відбувається зменшення напруг із збільшенням кута нахилу різальної кромки, що позитивно впливає на стійкість інструментів. Виявлено, що при збільшенні кута  $\lambda$  значно зменшується зона контакту різця зі стружкою, зменшується усадка та уширення стружки.

Дані свідчать [85] про підвищення стійкості інструментів при збільшенні кута  $\lambda$ , при цьому визначено, що оптимальне значення кута нахилу різальної кромки лежить в межах  $60^\circ - 75^\circ$  (для загартованих сталей і важкооброблюваних

матеріалів). Математична залежність стійкості торцевої твердосплавної фрези від чинників, що варіюються, має вигляд:

$$T = 42,54 + 4,2\lambda + 1,65A - 14,84t - 0,415S_M - 0,96V \quad (1.14)$$

де  $T$  – стійкість, хв;  $\lambda$  – кут нахилу різальної кромки, град;  $A$  – характеристика оброблюваного матеріалу;  $t$  – глибина різання, мм;  $S_M$  – хвилинна подача, мм/хв;  $V$  – швидкість різання, м/хв.

З формули (1.13) видно, що збільшення кута  $\lambda$  підвищує стійкість інструментів. Передній кут і схема розташування фрези відносно заготовки у обраному діапазоні варіювання чинників впливали незначно.

За даними [77] при точінні збільшення кута нахилу  $\lambda$  від  $40^\circ$  до  $60^\circ$  призводить до зниження стійкості в 1,5 раза, що пояснюється зменшенням активної ділянки різальної кромки і збільшенням навантаження на одиницю її довжини. При косокутному безвершинному точінні вплив швидкості різання на стійкість значно менший. Отже, при дослідженні косокутного різання та вивченні стійкості необхідно аналізувати розподіл геометричних параметрів різальної частини, а також характеристики зрізу зрізуваного шару, питомі навантаження.

Найбільш глибоко вивчався процес утворення мікронерівностей для випадків косокутного точіння [72, 76, 91, 61, 64, 71]. Отримані математичні залежності шорсткості обробки від кута нахилу різальної кромки [62] показують, що при точінні однокромочними різцями збільшення кута  $\lambda$  призводить до зростання висоти мікронерівностей:

$$h = \frac{1}{4} \cdot \frac{S^2}{D_{min}} \cdot \operatorname{tg}^2 \lambda \quad (1.15)$$

де  $h$  – висота мікронерівностей;  $S$  – подача на оберт;  $D_{min}$  – мінімальний діаметр деталі;  $\lambda$  – кут нахилу різальної кромки.

Проте, розрахунки показують, що методом косокутного безвершинного точіння шляхом добору складових, які входять у формулу (1.15), можна домогтися низької шорсткості поверхні при великому значенні подачі на оберт.

За даними [91] встановлено, що збільшення кута  $\lambda$  призводить до зростання висоти нерівностей, особливо при чорновому точінні.

Залежність шорсткості від швидкості різання має неоднозначний характер при різних умовах обробки. Так, за даними [67] при косокутному різанні збільшення швидкості різання призводить до збільшення висоти мікронерівностей обробленої поверхні. У роботі [77] уточнюється, що при куті  $\lambda = 50^\circ - 60^\circ$  збільшення швидкості різання погіршує шорсткість обробки, а при  $\lambda = 30^\circ - 40^\circ$  – зменшує шорсткість.

Дослідженнями [64] при точінні однокромочними різцями чавуну СЧ18, міді М2, алюмінієвого сплаву Д16, сталі Х18Н10Т визначено, що шорсткість обробки не залежить від швидкості різання.

Однією із особливостей косокутного безвершинного точіння однокромочними різцями є незалежність шорсткості обробки від подачі [75, 55]. Це явище [75] пояснюється тим, що при звичайному точінні висота нерівностей

значно відрізняється від розрахункової, особливо при малих подачах. Тому більш чітку залежність повинна дати величина відносної висоти мікронерівностей:

$$K_A = \frac{Ra_{\text{ФАКТ}}}{Ra_{\text{ТЕОРЕТ}}} \quad (1.16)$$

де  $K_A$  – відносна висота мікронерівностей;  $Ra_{\text{ФАКТ}}$  – фактична висота мікронерівностей;  $Ra_{\text{ТЕОРЕТ}}$  – теоретична висота мікронерівностей.

Отримані залежності  $K_A$  від розміру подачі та швидкості різання дають можливість встановити, що з ростом  $V$  і  $S$  коефіцієнт  $K_A$  зменшується, і за коефіцієнтом  $K_A$  можна робити висновок про інтенсивність пластичних деформацій в зоні утворення нерівностей. Збільшення глибини різання  $t$ , за даними роботи [55], призводило до зростання висоти мікронерівностей через збільшення довжини активної частини різальної кромки, що було причиною вібрацій, або зміна  $t$  взагалі не впливала [64, 77] на шорсткість обробки.

У роботах [92, 67, 55] отримані оптимальні значення кута  $\lambda$  для різноманітних умов обробки, при цьому рекомендовані значення  $\lambda$  від  $+30^\circ$  до  $-(60^\circ - 70^\circ)$ . При чистовому фрезеруванні даних про оптимальний розмір кута  $\lambda$  немає. Таким чином, виходячи з аналізу літературних джерел, можна відзначити, що особливості процесу косокутного безвершинного різання вивчені недостатньо повно. Практично відсутні дані щодо торцевого фрезерування деталей фрезами з ножами, що мають косокутну геометрію. Найбільш широко для різальних інструментів косокутного різання застосовуються такі інструментальні матеріали, як швидкорізальні сталі, тверді сплави, але відмінність фізико-механічних характеристик НТМ від традиційних не дозволяє застосовувати отримані оптимальні значення режимів різання та геометричних параметрів для використання в інструментах косокутного різання, різальна частина яких оснащена НТМ. Проведений стислий аналіз впливу кута  $\lambda$  на процес різання надає право припускати доцільність застосування в торцевих фрезах ножів, що мають косокутну геометрію, особливо для напівчистої та чистої обробки, тому що кут  $\lambda$  полегшує зрізання тонких стружок.

### 1.9. Шорсткість поверхонь оброблених торцевими фрезами

Шорсткість обробки при торцевому фрезеруванні розглядається в двох напрямках: повздовжньому (в напрямку різання) і поперечному. Шорсткість в поперечному напрямку має регулярний характер. При цьому форма і висота мікронерівностей можуть бути розраховані наступним чином.

Розрахункова висота мікронерівностей при обробці торцевою фрезою [93]:

$$Rz_{\text{розрах}} = \frac{S_z \sin\varphi \sin\varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)} \quad (1.17)$$

де  $S_z$  – подача на зуб,  $\varphi, \varphi_1$  – кути ножа в плані.

Спрощена формула у випадку, коли поверхню формує лише вершинна різальна кромка з радіусом округлення  $r$  має вигляд [94]:

$$Rz_{розр} = \frac{S_z^2}{8r} \quad (1.18)$$

Дослідженнями встановлено, що дійсна висота мікронерівностей значною мірою відрізняється від теоретичної, розрахункової шорсткості і визначається за формулою [95]:

$$Rz = Rz_{розр} + \Delta Rz + \Delta Rz_e + \Delta R_{\Sigma}, \quad (1.19)$$

де  $Rz_{розр}$  – розрахункова висота мікронерівностей;

$\Delta Rz$  – складова, яка враховує вплив фізико-механічних явищ при різанні;

$\Delta Rz_e$  – складова, яка враховує вплив динамічних явищ при різанні;

$\Delta R_{\Sigma}$  – складова, яка враховує вплив похибок технологічної системи:

$$\Delta R_{\Sigma} = \Delta_{уст} + \Delta_{пр} + \Delta_{фр} + \Delta_{ел} + \Delta_{геом} + \Delta_{кін} + \Delta_{дин}, \quad (1.20)$$

де  $\Delta_{уст}$ ,  $\Delta_{пр}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок установки та закріплення заготовки на верстаті та нерівномірності припуску заготовки;  $\Delta_{фр}$ ,  $\Delta_{ел}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок установки і закріплення фрези на верстаті та взаємного розташування РН фрези;  $\Delta_{геом}$ ,  $\Delta_{кін}$ ,  $\Delta_{дин}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок та мінливості геометричних, кінематичних та динамічних параметрів верстата.

Результати експериментальних досліджень проведених в роботі [95] свідчать, що шорсткість оброблених торцевим фрезеруванням поверхонь змінюється по ширині заготовки: мінімальна – в точках входу і виходу ножа в зону різання, максимальна – при миттєвому куті контакту різального ножа з заготовкою, дорівнюючому  $90^\circ$ . Чистова обробка плоских поверхонь деталей з вимогами до шорсткості в межах  $R_a = 0,62 - 1,6$  мкм пред'являє високі вимоги до геометрії різальних ножів торцевих фрез.

### **1.10. Вплив геометрії різальних ножів торцевих фрез на шорсткість обробки**

В роботах [3, 6, 60] визначається, що із геометричних параметрів різальної частини інструменту найбільше впливає на шорсткість поверхні головний кут в плані  $\varphi$  та ширина або радіус перехідної (калібруючої) різальної кромки. При збільшенні кута  $\varphi$  від  $15^\circ$  до  $30^\circ$  параметр  $R_a$  зростає незначно, так як на ряду з підвищенням розрахункової висоти мікронерівностей в цьому діапазоні його значень суттєво зростає товщина зрізу, що приводить до зменшення міри пластичного деформування металу. При  $\varphi > 30^\circ$  переважає його геометричний вплив, в зв'язку з чим шорсткість поверхні зростає більш інтенсивно.

Формоутворюючими елементами різальних ножів чистових торцевих фрез є: головна, допоміжна і перехідна (калібруюча) кромки. В сучасних конструкціях фрез використовуються різальних ножів з прямолінійною і радіусною калібруючою кромкою.

Особливу увагу приділяють формі вершини різального ножа. Прямолінійна калібруюча кромка дозволяє отримати високу якість обробленої поверхні. При роботі інструментами, що мають прямолінійну калібруючу кромку, спостерігається дуже швидко поява на її поверхні мікротріщин та мікросколів, що значно погіршують шорсткість обробленої поверхні (рис. 1.21).

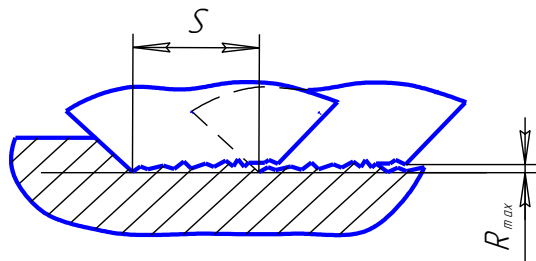


Рисунок 1.21 – Похибки форми прямолінійної калібруючої різальної кромки

Значно більшу стійкість практично при тих же параметрах шорсткості забезпечують різальні ножі, які мають радіус при вершині інструменту. При використанні інструменту з перехідною різальною кромкою, що паралельна обробленій поверхні, шорсткість знижується більш чим в два рази. Шорсткість обробленої поверхні залежить від довжини калібруючої кромки на ножі та її перпендикулярності до осі фрези (рис. 1.22).

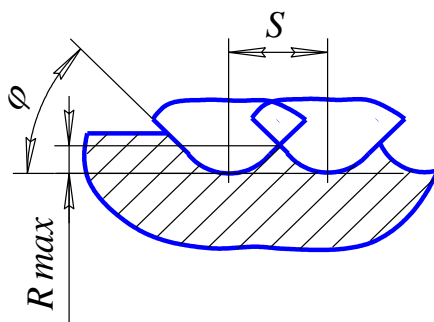


Рисунок 1.22 – Застосування радіусної форми калібруючої різальної кромки

Для зниження шорсткості обробленої поверхні довжину калібруючої кромки рекомендують [60] збільшувати. Але це призводить до збільшення сили різання та посилення вібрації фрези. Тому довжину калібруючої кромки приймають не менше  $(2,5-4) S_o$ , де  $S_o$ , мм – подача на оберт фрези. Кінематичний аналіз дозволяє встановити, що шорсткість обробки є функцією однією із складових якої є кутова похибка розташування калібруючої кромки.

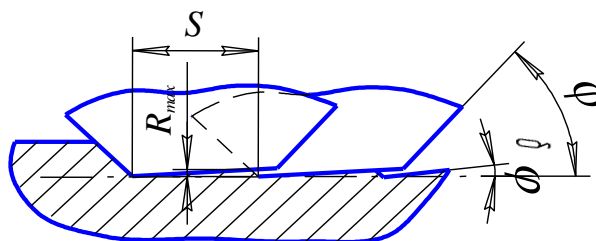


Рисунок 1.23 – Похибка розташування прямолінійної калібруючої кромки

Для багатоніжкової схеми формування поверхні похибка розташування калібруючих кромek відносно площини залежить від суми похибок: геометричної похибки розташування відповідних точок калібруючих кромek відносно базових поверхонь фрези, похибки встановлення фрези на шпинделі верстату та геометричні похибки шпинделя. Отримання поверхні з шорсткістю не більше 3–6 мкм, технологічно неможливо без корегування інструменту відносно шпинделя верстата.

Величина заднього кута  $\alpha$  не суттєво впливає на шорсткість поверхні: при його збільшенні від  $5$  до  $20^\circ$  параметр  $R_a$  зростає від  $0,5$  до  $0,9$  мкм при фрезеруванні високоміцного чавуну та від  $0,4$  до  $0,6$  мкм при обробці загартованої сталі. При  $\alpha \geq 12^\circ$  кут загострення різального ножа зменшується, внаслідок чого відбувається послаблення різальної кромки, на поверхні якої інтенсифікується процес утворення мікротріщин, виривів та сколів, що є причиною зростання шорсткості та зниження стійкості інструменту. Найменша висота мікронерівностей обробленої поверхні досягається при  $\alpha = 5 - 12^\circ$  [46].

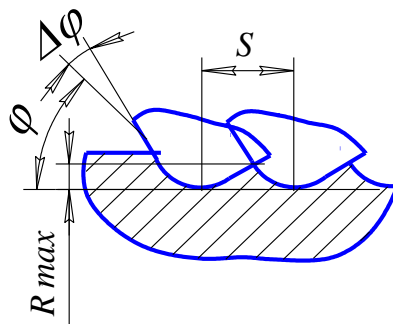


Рисунок 1.20 – Похибка розташування радіусної калібруючої кромки

Для досягнення оптимальної шорсткості обробки рекомендовані [72] значення величини переднього кута  $\gamma = -3 - 10^\circ$  при обробці торцевим фрезеруванням деталей із чавунів і загартованих сталей.

За даними [97, 98] експлуатаційні властивості деталей машин, такі як: зносостійкість, корозійна стійкість, жорсткість, точність визначаються параметрами механічних властивостей матеріалу поверхневого шару, макро- і мікрогеометрії обробленої поверхні.

### 1.11. Вплив мікрогеометрії обробленої поверхні на експлуатаційні властивості деталей машин

Відомо [96], що при пружному контакті для металів при змащенні поверхонь тертя і при температурі до  $100^\circ\text{C}$  інтенсивність зносу визначається ступенем пологості опорної кривої профілю  $\beta_R$  і деформаційним показником  $\gamma_R$ :

$$\beta_R = \frac{1}{2\nu + 1}, \quad (1.21)$$

де  $\nu$  – параметр, який знаходиться при апроксимації початкової ділянки опорної кривої профілю степеневою функцією виду [25]:



$$t_p(x) = bx^v, \quad (1.22)$$

де  $t_p$  – опорний коефіцієнт – міра довжини опорної поверхні, виражена у відсотковому відношенні від базової довжини, де виступи профілю зрізані до лінії, яка паралельна до середньої лінії профілю.

$$\gamma_R = \frac{R_{\max}}{R_{ku}}, \quad (1.23)$$

де  $R_{ku}$  – радіус кривизни відхилень профілю вздовж середньої лінії.

Встановлено [25], що вплив нерівностей поверхні на корозійну стійкість деталей можна оцінити коефіцієнтом концентрації напруг  $\alpha_R$ :

$$\alpha_R = b \cdot \left( \frac{R_a}{R_{\max}} \right)^v \frac{R_p}{R_v} \quad (1.24)$$

де  $R_a$  – середнє арифметичне відхилення профілю,  $R_{\max}$  – максимальне висота виступу (до западини профілю в межах базової довжини),  $R_p$  – максимальна висота нерівностей профілю вище середньої лінії,  $R_v$  – максимальна глибина западини профілю нижче середньої лінії.

В роботі [97] показано, що аеро- і гідроопір поверхонь металевих деталей залежить від нерівностей профілю і тангенса кута нахилу бокової сторони профілю  $\theta_R$ :

$$\theta_R = \operatorname{tg}(\Delta q). \quad (1.25)$$

де  $\Delta q$  – середній нахил профілю на базовій довжині.

Визначення експлуатаційних характеристик оброблених поверхонь через показники мікрогеометрії надає можливість для раціонального вибору геометрії різальної частини ножів, конструкції ступінчастих чистових торцевих фрез, оснащених НТМ, режимів різання.

В роботах [96, 99] досліджено вплив шорсткості і напрямку ковзання пар тертя по відношенню до направлення фінішної обробки на коефіцієнт тертя в умовах різних змащень. Експерименти показали, що напрямок ковзання значно впливає на коефіцієнт тертя, що пояснюється різницею в шорсткості в повздовжньому і поперечному напрямках. При ковзанні в напрямку штрихів обробки погіршуються умови змащення і, таким чином, підвищується коефіцієнт тертя.

Існуючі похибки верстатів, на яких виконується обробка торцевими фрезами, оснащеними НТМ, у ряді випадків не дозволяють отримати необхідну якість обробки.

## **1.12. Вплив характеристик вертикально-фрезерних верстатів на процес формоутворення поверхонь**

Найбільше впливає на макрогеометрію обробленої поверхні при торцевому фрезеруванні похибка розташування осі шпинделя фрези відносно оброблюваної поверхні. Однак, традиційно не розглядається вплив відхилення осі шпинделя в напрямку перпендикулярному до вектора подачі заготовки на відхилення від

площинності оброблених торцевим фрезеруванням поверхонь, що є предметом для подальшого аналізу.

Для забезпечення необхідної якості обробки фрезерний верстат нормальної або підвищеної точності повинен відповідати вимогам по забезпеченню статичної жорсткості в межах 40–45 Н/мкм.

При проведенні випробувань на жорсткість використовують відтарований динамометр (з індикатором навантаження з ціною поділки 0,01 мм) і індикатори переміщень. Направлення і координати точки прикладання навантажуючої сили відповідає напрямленню і точці прикладання сили різання для досліджуємого типу обробки. Навантажуюча сила, яка фіксується на індикаторі динамометра, звичайно не перевищує 600 Н.

Жорсткість шпиндельних вузлів вертикально-фрезерних верстатів значною мірою визначає точність і продуктивність обробки плоских поверхонь деталей. За рахунок податливості опор шпинделя, прогиба шпинделя, деформацій спряжених з підшипниками деталей в місці заміру жорсткості (зоні обробки) виникають пружні переміщення шпинделя.

Пружні переміщення в опорах кочення складаються з: пружних зближень  $\delta_1$  тіл кочення (кульок або роликів) і кілець підшипника і контактних деформацій  $\delta_2$  поверхонь опор [55]. Сумарне пружне зближення:

$$\delta_{\Sigma} = \delta_1 + \delta_2 \quad (1.26)$$

Згідно даним роботи [100] пружне зближення  $\delta_1$  наближено визначається формулою:

$$\delta_1 = K_1 P^a \quad (1.27)$$

де  $P$  – навантаження, що призводить до пружного переміщення шпинделя. Значення коефіцієнта  $K_1$  і показника степені  $a$  визначені табличними даними в залежності від типу опор.

Для роликів підшипників  $a = 1$ , для кулькових підшипників –  $a = \frac{2}{3}$ .

Контактні деформації  $\delta_2$  поверхонь опор визначені по формулі [55]:

$$\delta_2 = \frac{4Pk_2}{\pi db} \left( 1 + \frac{d}{D} \right) \quad (1.28)$$

де  $d, D, b$  – відповідно внутрішній, зовнішній діаметри і ширина підшипників. Таким чином, залежність (1.13) набуває вигляду:

$$\delta_{\Sigma} = K_1 P^a + \frac{4Pk_2}{\pi db} \left( 1 + \frac{d}{D} \right) \quad (1.29)$$

Вигляд залежності (1.16) свідчить про те, що при використанні роликів підшипників (показник  $a = 1$ ) в однієї з опор маємо лінійну залежність між навантаженням і пружним переміщенням шпинделя в цій опорі. Для кулькових підшипників (показник  $a = \frac{2}{3}$ ) залежність (1.16) набуває нелінійного характеру.

Таким чином, для існуючих вертикально-фрезерних верстатів буде існувати нелінійна залежність між навантаженням і величиною радіального пружного переміщення шпинделя, що оказує негативний вплив на якість обробки і вносить неясність щодо рекомендацій по вибору кількості різальних ножів фрези.

### **1.13. Аналіз надтвердих матеріалів, які використовуються в різальних ножах торцевих фрез**

В якості матеріалів застосовуваних для торцевого фрезерування чавунів використовуються цілий ряд НТМ, таких як: Ельбор-Р (композит – 01), Гексаніт-Р (композит – 10), композит 05, киборит, томал-10, композит-10Д вітчизняних виробників і амборит, компакс *BZN*, суміборон, вюрцин, та інші виробництва закордонних компаній.

Досвід використання ріжучого інструмента, оснащеного полікристалами з кубічного нітриду бору (КНБ), показує, що кожному оброблюваному матеріалу відповідає оптимальний інструментальний матеріал, що відрізняється від інших характеристиками зерен КНБ (модифікацією, розміром зерна, концентрацією і т.д.), зв'язкою (матеріал, фізико-механічні характеристики і т.д.), режими одержання і т.д [101, 102, 103]. При цьому зовсім не обов'язково, щоб характеристики інструментального матеріалу були максимально високими для даного класу матеріалів [104]. Так, наприклад, хоча композит-05 за характеристиками твердості і міцності значно поступається ельбору-Р, однак практика використання цих матеріалів показує, що інструмент, оснащений композитом-05, дозволяє проводити обробку при глибинах різання на порядок більших ніж інструмент, оснащений ельбором-Р.

Кожний з матеріалів на основі КНБ характеризується певними значеннями параметрів за якими можна судити про можливість його застосування для тієї чи іншої технологічної операції. Так композит-01, який має найменше значення коефіцієнту тріщиностійкості, практично не застосовується для операцій чорнкової обробки, і обробки з ударом [106]. Характеристики, за якими можна судити про доцільність використання матеріалів на основі КНБ, приведені в табл. 1.2.

При дослідженні характеристик міцності сучасних НТМ, які випускаються в промислових масштабах було встановлено, що серед НТМ на основі КНБ найбільшу міцність на розтяг має амборит. За характеристиками міцності до нього наближаються композит-10 та киборит.

Серед факторів, які також впливають на працездатність торцевих фрез, оснащених надтвердими матеріалами слід відмітити: умови обробки, характер зношування та руйнування і т.д. Дослідженню впливу вказаних факторів присвячено ряд робіт [107, 108, 109, 104], за результатами яких можна судити про доцільність використання певної марки НТМ при роботі у вибраних умовах та режимах різання.

Аналіз умов роботи широкого спектру лезових інструментів з НТМ [104] дозволив встановити раціональні області використання досліджуваних марок при яких досягається максимальна ефективність їх застосування (табл. 1.3).

Таблиця 1.2 – Основні фізико-механічні властивості надтвердих матеріалів

Матеріал	Композит 01	Композит 05	Композит 10	Киборит	Амборит
Твердість, <i>ГПа</i>	<i>НК 35–37</i>	<i>НК 19</i>	<i>НК 30,5–38,6</i>	<i>НК 38–42</i>	<i>HV 40, НК 28</i>
Межа міцності на стиск $\sigma_c$ , <i>ГПа</i>	2,7	2,2	2,0–4,0 3,0–5,0	2,9–3,2	2,73
Межа міцності на розтяг $\sigma_p$ , <i>ГПа</i>	0,44–0,46	0,20–0,22	0,32	0,35–0,39	0,45
Межа міцності на згин $\sigma_3$ , <i>ГПа</i>	-	0,47	1,0–1,5	-	0,57
Коефіцієнт тріщиностійкості $K_{IC}$ , <i>МПа·м<sup>1/2</sup></i>	3,9–4,2	4,6–6,7	3,8–5,9	8,2	6,3
Коефіцієнт теплопровідності $\lambda$ , <i>Вт/(м·К)</i>	60–80 (при 350–360 К)	25-30 (при 360 К)	40–60 (при 950 К)	100	100

Таблиця 1.3 – Области ефективного застосування надтвердих матеріалів

Інструментальний матеріал	Область використання
Композит 01	Чистова обробка (переривчасте і неперервне різання) загартованих сталей і чавунів
Композит 10	Переривчасте різання термооброблених сталей, чавунів, твердих сплавів з вмістом <i>Co</i> більш 15%, наплавлених і напилених покриттів. Обробка сталей з аустенітною структурою
Киборит; <i>BZN7000</i> (GE Superabrasives)	Переривчасте різання важкооброблюваних термооброблених сталей і сплавів, чавунів будь-якої твердості, напилених матеріалів на основі нікелю, кобальту, заліза
Амборит – <i>AMB90</i> (De Beers); <i>BN350</i> та <i>BNC300</i> (Sumiboron)	Переривчасте різання загартованих легованих сталей, твердих чавунів, відливок ( <i>HRC 60</i> ), важкооброблюваних матеріалів

При дослідженні працездатності інструментального матеріалу на основі КНБ, та для порівняння ефективності різних марок НТМ при обробці чавунів, найбільш характерним показником виступає зносостійкість.

Порівняльні дослідження стійкості вітчизняних НТМ – ельбору-Р, ПТНБ, белбору, гексаніту-Р та НТМ виробництва закордонних фірм – амбориту, суміборону, компаксу при обробці різних матеріалів в умовах переривчастого різання показали певні переваги гексаніту-Р над перерахованими матеріалами.

Так при обробці загартованих сталей в умовах переривчастого різання стійкість інструменту на основі гексаніту–Р більше, ніж в амбориту в середньому на 15%. В умовах переривчастого різання інструментом оснащеним гексанітом–Р та сумібороном, виявлено переваги за критерієм зносостійкості гексаніту–Р у 1,3–1,5 рази [107].

За критерієм зносостійкості для процесу чистового торцевого фрезерування оптимальним є киборит, який найбільш точно відображає можливості інструментальних матеріалів на основі КНБ, тобто максимальний період стійкості при його використанні припадає на обробку при великих швидкостях. Також відзначається, що при чорновій обробці (величина припуску на один ніж  $> 4$  мм) киборитом, гексанітом–Р і боразоном на ріжучій пластині з'являються термічні тріщини, які викликають викришування і передчасний знос інструмента. При використанні ріжучих пластин з надтвердого матеріалу томал–10 була отримана цілком задовільна працездатність при великих глибинах різання.

Результати експериментальних досліджень [109] свідчать, що період стійкості фрези з ножами з композиту 10 в 2 – 4 рази перевищує період стійкості фрези з композиту 01, при цьому різниця ще більше зростає при обробці переривчастих поверхонь. Припустима глибина різання для композиту 10 досягає 2–2,5 мм на один ніж, однак вартість цих фрез у 2,5 рази вище, ніж з композиту 01. Тому фрезам з композиту 10 слід віддавати перевагу тільки в тих випадках, коли припуск на обробку перевищує 1 мм та при обробці переривчастих поверхонь. Фрези з ножами з композиту 05 по стійкості значно поступаються фрезам з композитами 01 та 10. Тому використання композиту 05 не є ефективним.

Автори роботи [110] вважають, що структурний стан та склад надтвердих матеріалів визначають особливості їхнього зношування і механізм руйнування, міцність і працездатність при використанні в якості інструментальних матеріалів. Встановлено, що руйнування НТМ на основі КНБ має характер як внутрішньозеренного, так і міжзеренного. Внутрішньозеренне руйнування матеріалу свідчить про те, що в ньому реалізується максимальна міцність зерна КНБ. В результаті аналізу встановлено, що найбільш міцними інструментальними матеріалами на основі КНБ є киборит і гексаніт–Р.

В роботі [111] досліджували стійкість інструменту, оснащеного гексанітом–Р та киборитом. Аналіз даних вказує, що найбільшу стійкість в умовах переривчастого високошвидкісного різання має киборит у якого найбільше значення  $K_{1C}$ . Руйнування має характер крихкий, при цьому відбувається міжзеренне руйнування сфалеритного нітриду бору та утворення мікротріщин по границях зерен.

Досвід застосування композиту 10Д показав, що дана марка НТМ може широко використовуватися для оснащення торцевих фрез, однак в роботі [112] при визначенні максимально допустимих режимів різання були отримані результати, які свідчать про те, що при експлуатації двох- чи багат шарових пластин з НТМ при високій теплонапруженості процесу, що спостерігається при

окремих великих значень  $V \approx 3000$  м/хв,  $S \approx 0,1$  мм/зуб і  $t \approx 3$  мм чи їхньому одночасному впливі, на передній і задній поверхнях пластини з'являються тріщини, по яких може відшаровуватися частина НТМ, з утворенням на пластині значних дефектів. Оскільки ці тріщини виникають поза зоною контакту і безпосереднього впливу навантажень, можна припустити, що вони викликані температурними навантаженнями, обумовленими розходженнями коефіцієнтів лінійного й об'ємного розширення ріжучого шару, і підкладки. Даний фактор слід враховувати при виборі режимів різання у випадку застосування двошарових пластин з композиту 10Д.

В роботі [113] відзначається, що найбільш важливою особливістю композита 10, яка визначає його широке застосування, є можливість використання при фрезеруванні, точінні і розточуванні переривчастих поверхонь на деталях з різних конструкційних матеріалів.

Рекомендації щодо доцільності використання пластини з томала–10 вказують на те, що при фрезеруванні чавуну значення режимів різання повинні вибиратися з наступних умов:  $V \geq 1000$  м/хв,  $S \geq 0,08$  мм/зуб,  $t \geq 2$  мм, оскільки при більш низьких значеннях режимів різання не виправдується висока вартість даних пластин, хоча і при низьких значеннях режимів спостерігається висока працездатність даного виду НТМ.

Слід відмітити, що результати ряду досліджень присвячених застосуванню НТМ на операціях напівчистового та чорнового торцевого фрезерування [114, 115] дозволяють рекомендувати наступні марки композитів 05, 10, 10Д, а також киборит, інші марки НТМ мають значно нижчу зносостійкість в умовах чорнової обробки. Також тут слід відмітити, що хоча композит 05 стійкій до ударного навантаження при переривчастому різанні, він занадто чутливий до температурно циклічного навантаження і не повинен використовуватись при високих режимах різання, які викликають значне теплове напруження.

На підставі приведених даних можна зробити висновки, що найбільш застосовними для процесу торцевого фрезерування, є такі надтверді матеріали як: гексаніт-Р, киборит, томал–10, *AMB90* (De Beers); *CBN300* (Secomax); *BZN7000* (GE Superabrasives), *BN350* та *BNC300* (Sumiboron) і композит 10Д.

#### Висновки до розділу 1.

1. Аналіз літературних джерел показує, що направленнями удосконалення конструкцій торцевих фрез для чистової обробки можуть бути:

- розробка торцевих фрез з використанням ступінчастих схем різання;
- проектування фрез з косокутною геометрією ножів та різальними кромками, які мають постійний радіус кривизни.

2. Встановлено ефективність використання чорнових торцевих фрез, оснащених НТМ, при обробці плоских поверхонь чавунних деталей за умови достатньої жорсткості технологічної обробної системи, застосування спіральні–ступінчастих схем різання, режимів різання в межах зміни: подач 0,05 ... 0,25 мм/зуб, глибин різання на один різальний елемент – 0,5 ... 1,5 мм, швидкостей – 8

... 25 м/с та марок НТМ гексаніт–Р, киборит, DBC50, DCC550, AMB90 (De Beers); CBN300 (Secomax); BZN7000 (GE Superabrasives), BN350 та BNC300 (Sumiboron).

3. Застосування чистового різального ножа з необхідною геометрією і можливістю руху в процесі обробки в напрямку перпендикулярному до вектора подачі заготовки дає можливість забезпечення постійної шорсткості по ширині фрезерування

4. Використання методів комбінованої обробки плоских поверхонь деталей торцевим фрезерування з комбінуванням різання і поверхневого пластичного деформування дає можливість забезпечити:

- високу продуктивність при фінішній обробці поверхонь деталей;
- відсутність впливу похибки установки і закріплення заготовки на процес деформування;
- зменшення кількості задіяного у виробництві обладнання і робочого персоналу;
- підвищену якість обробки поверхонь в зв'язку із застосуванням ППД, можливість створення регулярного рельєфу оброблених поверхонь;
- екологічну чистоту обробки.

У відповідності до цього, перспективним є виконання наступних задач:

- визначити конструктивні параметри та напрямлення удосконалення торцевих фрез;
- встановити конструктивні параметри ступінчастих торцевих фрез косокутного різання;
- виконати аналіз кінематики процесу фрезерування торцевими ступінчастими фрезами косокутного різання;
- розробка на основі теоретичного аналізу конструкцій торцевих ступінчастих фрези косокутного різання з НТМ з комбінованою схемою різання;
- визначення складових сили різання для фрез з комбінуванням різання і поверхневого пластичного деформування;
- розрахунок впливу похибок верстата і конструктивних особливостей фрез на формоутворення поверхні;
- вплив мікрогеометрії обробленої поверхні на експлуатаційні властивості деталей машин;
- провести експериментальні дослідження торцевих фрез нестационарного різання для визначення впливу геометричних параметрів різальних частин ножів фрез і режиму різання на працездатність торцевих фрез та визначення їх раціональних значень при обробці сталевих загартованих та чавунних деталей;
- виконати виробничі дослідження та розробити рекомендації щодо впровадження результатів роботи на машинобудівних підприємствах.

## РОЗДІЛ 2

### КІНЕМАТИКА НЕСТАЦІОНАРНОГО ПРОЦЕСУ ФРЕЗЕРУВАННЯ ТОРЦЕВИМИ СТУПІНЧАСТИМИ ФРЕЗАМИ

#### 2.1. Схеми різання і параметри зрізуваного шару при чистовій обробці торцевими фрезами

За часом і умовами контактування ріжучого леза із заготовкою розрізняють безперервне, переривчасте і нестационарне різання. Перший вид характеризується безперервним контактом робочих поверхонь леза із заготовкою при постійних умовах різання. Переривчастий процес різання здійснюється шляхом періодичного контакту різального леза з заготовкою. Обробка поверхонь на верстатах при безперервній і одночасній зміні декількох параметрів: діаметра заготовки, глибини різання, швидкості обробки і кутів різання називається нестационарним різанням.

Розширення областей використання лезового інструменту, оснащеного вставками з надтвердих матеріалів (НТМ) є одним із основних напрямків підвищення продуктивності та інтенсифікації обробки металів різанням. Одним з таких напрямків можна виділити збільшення величини припуску, що знімається, за рахунок використання прогресивних конструкцій ріжучих інструментів. Так при торцевому фрезеруванні використання спірально – ступінчастих схем різання дозволяє зрізати до 6 – 8 мм припуску, при обробці сірого та високоміцних чавунів [1]. Збільшення величини припуску призводить до підвищення динамічного навантаження на технологічну систему (ТС) внаслідок росту сил різання.

Підвищення продуктивності обробки, забезпечення необхідної якості оброблених поверхонь, зменшення інтенсивності зношування різальних інструментів і матеріало-енергозбереження потребують подальшого вивчення.

Збільшення ресурсу роботи інструменту при заданих первинних параметрах можливо шляхом регулювання режиму навантаження контактних поверхонь леза регулювання кінематики різання, динамічного стану системи, умов взаємодії леза зі стружкою і заготовкою.

Торцеві чистові фрези, оснащені НТМ, призначені для фінішної обробки плоских поверхонь сталевих загартованих та чавунних деталей.

В даний час підприємствами країни спроектовані ряд конструкцій торцевих фрез з різними схемами різання, геометрію ножів, а також з конструктивним їх оформленням.

В найбільшій мірі ефективність процесу торцевого фрезерування залежить від конструктивних параметрів фрез, при цьому вхідними даними при проектуванні фрез є вид та матеріал оброблюваної заготовки, вимоги до процесу обробки та геометричні і кінематичні параметри верстата (рис. 2.1).

Торцеві ступінчасті фрези косокутної геометрії є одним з найбільш складних інструментів з точки зору кінематики процесу різання.

Це пов'язано як з їх конструкціями, способами закріплення на верстаті, так і з особливостями обробки.



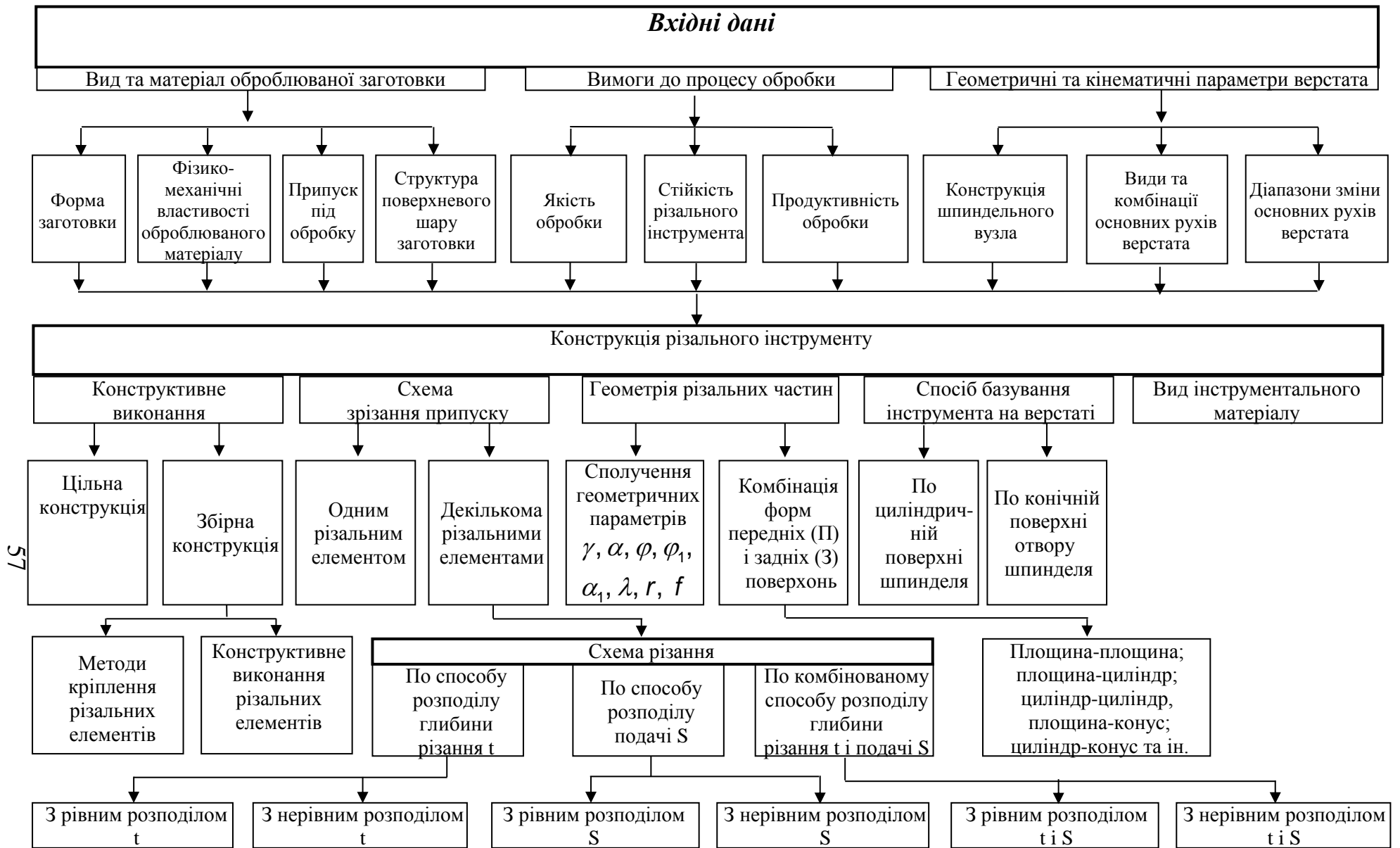


Рисунок 2.1 – Вхідні дані до конструювання торцевих фрез

На процес фрезерування впливають похибки заготовки, верстата та інструмента тощо, які призводять до коливань загальної глибини різання фрезами, нестабільності швидкості різання та подачі, виникнення биття різальних кромek ножів за рахунок неточності взаємного розташування ножів відносно корпусу фрези, установки та закріплення фрези на верстаті.

При розробці торцевих ступінчастих фрез косокутної геометрії, оснащених НТМ, визначення основних характеристик процесу різання має першочергове значення. Тому виникає задача забезпечення стабільності процесу фрезерування з визначеними товщинами зрізаних шарів, силами різання при торцевому ступінчастому фрезеруванні.

### 2.1.1. Визначення товщини зрізаного шару

Для визначення товщини зрізу розглянемо схему розміщення фрези відносно заготовки. Можливі симетричне (рис. 2.2, а) і несиметричне положення (рис. 2.2, б). При симетричному розташуванні фрези відносно заготовки кути входу і виходу зубів із зони різання визначаються залежностями:

$$\psi_1 = \arccos\left[\left(\frac{B \pm 2\varepsilon}{2r}\right)\right]; \quad (2.1)$$

$$\psi_2 = \arccos\left[\left(\frac{2\varepsilon \mp B}{2r}\right)\right], \quad (2.2)$$

де  $\psi_1$  і  $\psi_2$  – кути входу і виходу різальних ножів з контакту із заготовкою;  $B$  – ширина фрезерування;  $\varepsilon$  – зміщення осі симетрії деталі від осі фрези (якщо вісь заготовки зміщена відносно осі фрези у напрямку входу фрези в заготовку, то у формулі (2.1) береться знак “+”, а у формулі (2.2) – знак “-”);  $r$  – радіальне розташування різальних ножів. Для повного фрезерування ( $B = 2r$ ) розглянемо координати різальних ножів в січній площині, перпендикулярній площині  $XOY$ , з миттєвим кутом  $\theta$  (рис. 2.2).

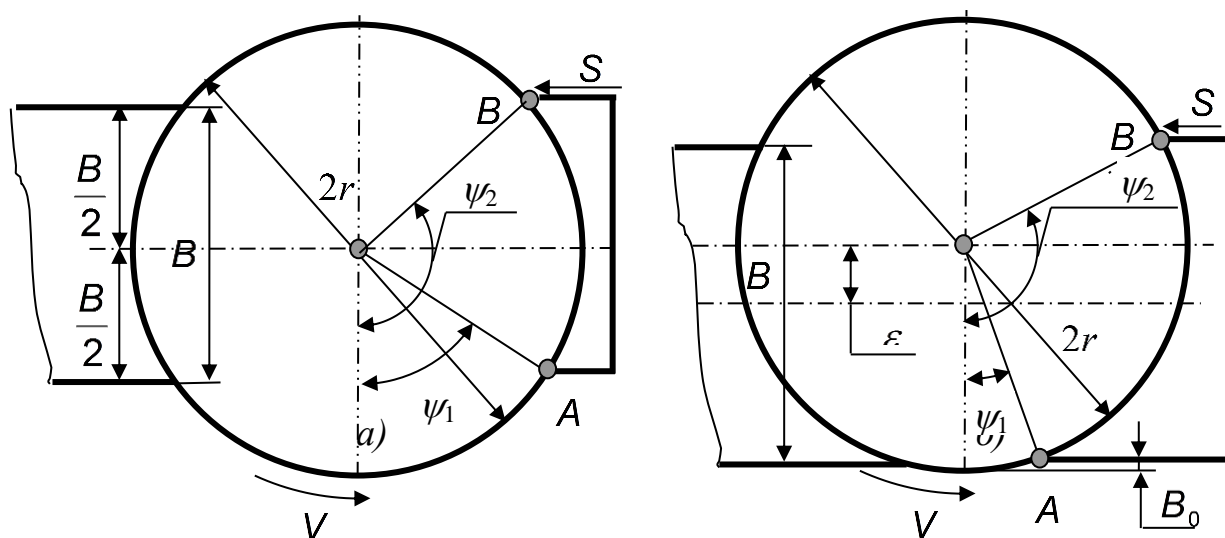


Рисунок 2.2 – Схема розміщення фрези відносно заготовки:  
а – симетричне розміщення; б – несиметричне розміщення

В ній декартова система координат розміщена таким чином, що вісь  $Y$  проходить або співпадає з віссю обертання фрези, а вісь  $X$  проходить через центр першого різального ножа. Коли центр першого різального ножа переміститься в точку  $A'$ , центр фрези  $O$  зміститься на відстань:

$$OO' = (S/2\pi)\omega, \quad (2.2)$$

де  $S$  – подача на оберт;  $\omega$  – кут між променем  $O'A'$  та віссю  $OY$ .

Відстань від центра фрези до центра будь-якого ножа, коли останній буде розташований в січній площині, визначається згідно системи рівнянь:

$$\begin{cases} OA'_X = r_A \sin \omega + \frac{S}{2\pi} \omega; \\ OA'_Y = r_A \cos \omega; \\ \operatorname{tg} \theta = \frac{OA'_X}{OA'_Y}, \end{cases} \quad (2.3)$$

де  $OA'_X$  – проекція відрізка  $OA'$  на вісь  $X$ ;  $OA'_Y$  – проекція відрізка  $OA'$  на вісь  $Y$   
 $r_A$  – радіус від центра фрези до центра різального ножа.

Підставляючи в третє рівняння системи (2.3) перші два рівняння, одержимо:

$$r_A \operatorname{tg} \theta \cos \omega - r_A \sin \omega - \frac{S}{2\pi} \omega = 0. \quad (2.4)$$

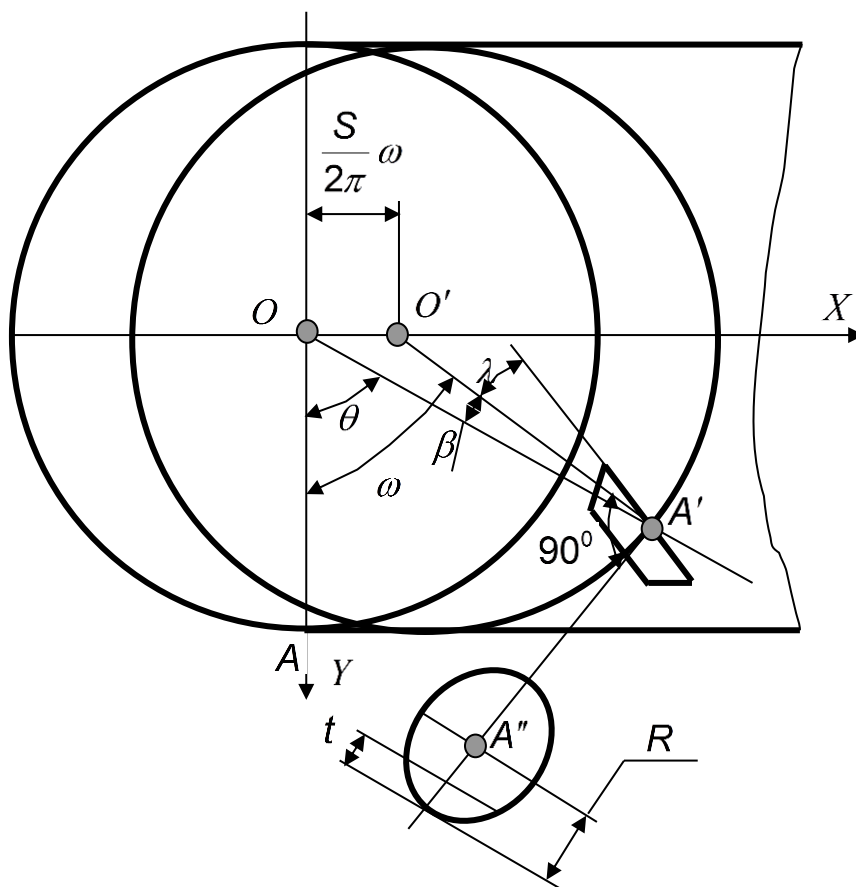


Рисунок 2.3 – Схема визначення координат центрів різальних ножів фрез

Рівняння (2.4) є трансцендентним і не має точних аналітичних розв'язків, тому розкладемо його на дві функції  $Y = f(\omega)$ :

$$Y = \sin(\omega - \theta); \quad (2.5)$$

$$Y = \left( S \cdot \frac{r_A}{2\pi} \right) \cos \theta. \quad (2.6)$$

Корені рівняння (2.4) знайдемо графічним способом – перетином функцій  $Y = f(\omega)$  (рівняння (2.5) та (2.6)).

При використанні для обчислень пошук коренів можна виконувати методом хорд чи дотичних.

Розглянемо процес фрезерування при подачах на оберт ( $S = 0,1 \dots 0,4$  мм/об), що відповідають процесу чистового фрезерування.

При даних значеннях подачі на оберт кут  $\beta$  (рис. 2.3) буде дорівнювати  $10^{-4}$  градуса. Тому  $\theta \approx \omega$ .

При обертанні фрези перший ніж повертається на кут  $\theta$ , другий – на кут  $(\theta + \zeta)$ , третій – на кут  $(\theta + 2\zeta)$  і т. д.

Кут  $\zeta$  – центральний кут між суміжними різальними ножами – визначається за формулою:

$$\zeta = \frac{360^\circ}{z}, \quad (2.7)$$

де  $z$  – кількість різальних ножів фрези.

Таким чином, кут повороту  $i$ -го різального ножа з початкового положення обертання фрези розраховується за формулою:

$$\alpha = (i - 1) \frac{360^\circ}{z} + \theta. \quad (2.8)$$

Розглянемо трикутник  $\Delta OA'O'$  та визначимо довжину сторони  $OA'$ .

Позначимо кут  $\angle A'OO' = \gamma$ , а сторону  $OA' = r_A$ . Якщо  $\theta < 90^\circ$ , то  $\gamma = \theta - 90^\circ$ ; якщо  $\theta > 90^\circ$ , то  $\gamma = \theta - 90^\circ$ . Зміщення центра осі фрези  $OO'$  дорівнює  $S \cdot \frac{\theta}{360^\circ}$ .

Відповідно до теореми синусів:

$$\beta = \arcsin \left( S \cdot \frac{\theta}{360^\circ} \cdot \frac{\sin \gamma}{r_A} \right). \quad (2.9)$$

Знаходимо третій кут трикутника  $\Delta OA'O'$ . Позначимо його  $\omega_2$ :

$$\omega_2 = 180^\circ - \beta - \gamma. \quad (2.10)$$

Тоді:

$$OA' = S \cdot \frac{\theta}{360^\circ} \cdot \frac{\sin \omega_2}{\sin \beta}. \quad (2.11)$$

Значення  $OA'$  визначене при умові, що  $\theta \leq 90^\circ$ .

При використанні косокутної геометрії  $\lambda \neq 0^\circ$  різальних ножів задні циліндричні поверхні ножів проєктуються у вигляді частин еліпсів. Довжини малих осей еліпсів визначаються за формулою:

$$L = R \cdot \cos \lambda, \quad (2.12)$$

де  $R$  – радіус задньої циліндричної поверхні ножів.

Для визначення довжини різальної кромки необхідно визначити послідовність проходження різальними ножами січної площини і знайти координати точок перетину еліпсів між собою. Для полегшення визначення координат точок перетину вводимо тимчасову систему координат, яка проходить через центр різального ножа, що розглядається.

У січній площині (задня циліндрична поверхня різальних ножів) різальна кромка буде проєктуватися в еліпс 1, рівняння якого у тимчасовій системі координат з координатами центра в точці  $O'$  має вигляд (рис. 2.4):

$$\frac{X^2}{L^2} + \frac{Y^2}{R^2} = 1. \quad (2.13)$$

Рівняння еліпса 2 з координатами центра  $X_v, Y_v$ :

$$\frac{(X - X_v)^2}{L^2} + \frac{(Y - Y_v)^2}{R^2} = 1, \quad (2.14)$$

де  $L$  – мала вісь еліпса.

Тимчасові координати центра різального ножа визначаються залежностями:

$$X_v = Xd_1 - Xd_2; \quad Y_v = Yd_1 - Yd_2. \quad (2.15)$$

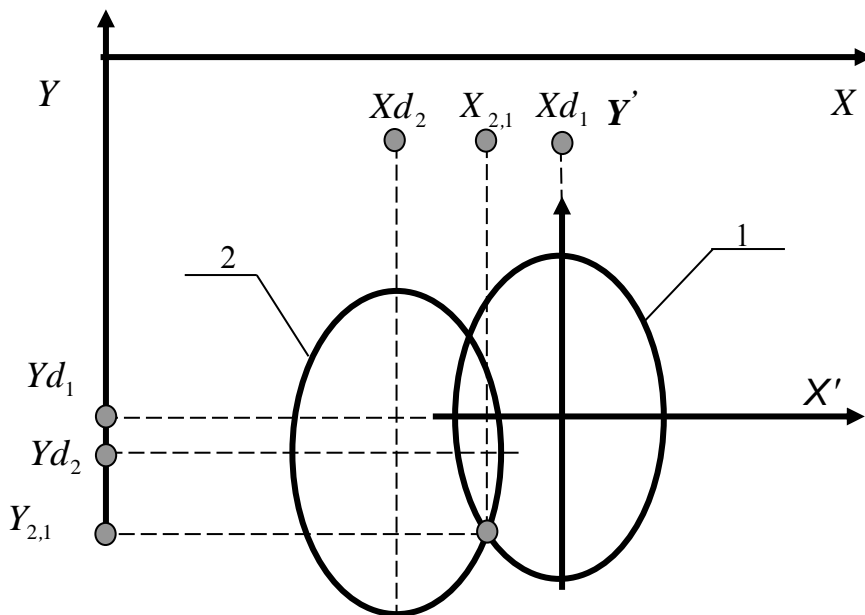


Рисунок 2.4 – Схема для визначення координат точок перетину проєкцій різальних кромки на січну площину

Для знаходження точок перетину еліпсів необхідно розв'язати систему рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{X^2}{L^2} + \frac{Y^2}{R^2} = 1; \\ \frac{(X - X_v)^2}{L^2} + \frac{(Y - Y_v)^2}{R^2} = 1. \end{cases} \quad (2.16)$$

З першого рівняння системи (2.16) знайдемо  $X$  :

$$X = \pm \frac{L}{R} \sqrt{R^2 - Y^2}. \quad (2.17)$$

Перетворимо друге рівняння системи (2.16):

$$R^2(X^2 - 2X_v X + X_v^2) + L^2(Y^2 - 2Y_v Y + Y_v^2) = R^2 L^2. \quad (2.18)$$

Підставивши рівняння (2.17) у (2.18), одержимо:

$$2X_v R L \sqrt{R^2 - Y^2} = 2L^2 Y_v Y - L^2 Y_v^2 - X_v^2 R^2. \quad (2.19)$$

Підносимо обидві частини до квадрату і після приведення подібних одержимо:

$$\begin{aligned} 4L^4 Y_v^2 Y^2 + 4X_v^2 R^2 L^2 Y^2 - 4L^2 R^2 X_v^2 Y_v Y - 4L^4 Y_v^3 Y - 4X_v^2 R^4 L^2 + \\ + X_v^4 R^4 + 2R^2 L^2 X_v^2 Y_v^2 + L^4 Y_v^4 = 0. \end{aligned} \quad (2.20)$$

Рівняння (2.20) є квадратним:

$$aY^2 + bY + c = 0, \quad (2.21)$$

$$\text{де } a = 4L^4 Y_v^2 + 4X_v^2 R^2 L^2; \quad b = -4L^2 R^2 X_v^2 Y_v - 4L^4 Y_v^3;$$

$$c = X_v^4 R^4 - 4X_v^2 R^4 L^2 + L^4 Y_v^4 + 2R^2 L^2 X_v^2 Y_v^2. \quad (2.22)$$

Дискримінант і корені рівняння:

$$D = b^2 - 4ac; \quad Y_{1,2} = (-b \pm \sqrt{D}) / 2a. \quad (2.23)$$

Якщо  $D < 0$  еліпси не перетинаються. Якщо  $D = 0$ , існує єдина точка перетину еліпсів. Якщо  $D > 0$ , існують два корені рівняння. Серед двох рішень потрібним для подальших розрахунків буде точка з меншим значенням  $Y$ .

Підставляємо знайдене значення  $Y$  точки перетину в перше рівняння системи і знаходимо два значення  $X$  :

$$X_{1,2} = \pm \frac{L}{R} \sqrt{R^2 - Y^2}. \quad (2.24)$$

Якщо координати центра другого еліпса знаходяться зліва від тимчасової осі  $Y$ , то:

$$X = -\frac{L}{R} \sqrt{R^2 - Y^2} \quad (2.25)$$

При розташуванні координат центра другого еліпса справа від тимчасової осі  $Y$  координата  $X$  дорівнює:

$$X = +\frac{L}{R} \sqrt{R^2 - Y^2} \quad (2.26)$$

Дійсні координати точки перетину еліпсів у січній площині  $X_{2,1}$  і  $Y_{2,1}$  знаходяться за формулами:

$$X_{2,1} = X d_2 + X_v; \quad (2.27)$$

$$Y_{2,1} = Yd_2 + Y_V,$$

де  $Xd_2, Yd_2$  – координати центра еліпса 2 у січній площині;  $X_V, Y_V$  – координати точки перетину еліпсів в тимчасовій системі координат  $X'O'Y'$ .

Відповідно до визначення, товщина зрізу  $a$  – це довжина нормалі до поверхні різання, яка проведена через розглядувану точку різальної кромки, що обмежена перерізом зрізуваного шару. У нашому випадку ця нормаль проходить через проекцію центра поточного різального ножа в січній площині та одну з розглядуваних точок, які розташовуються на кривій еліпса (рис. 2.5).

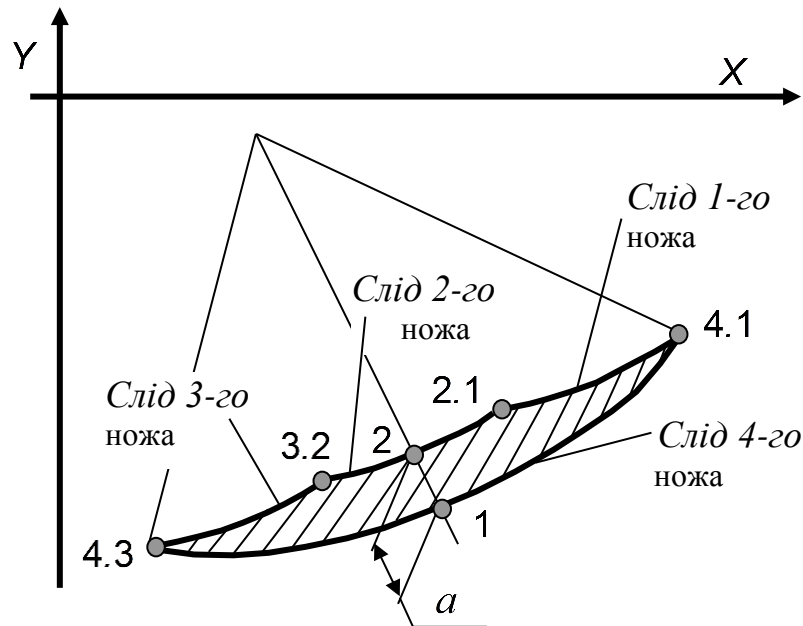


Рисунок 2.5 – Схема для визначення максимальної товщини зрізуваного шару

Щоб визначити товщину зрізу використовуємо таку процедуру:

1. Розглядаємо будь-який різальний ніж, наприклад,  $i = 4$ .
2. Знаходимо точки перетину еліпса 4 з еліпсами 1, 2, 3. В результаті маємо координати  $X, Y$  точок 4.1, 4.2, 4.3.
3. По черзі перевіряємо кожну з отриманих вище точок у такий спосіб:
  - з'єднуємо прямою центр  $i$ -го різального ножа з однією з точок;
  - знаходимо точки перетину прямої з еліпсами 1, 2, 3;
  - якщо хоч одна з отриманих точок знаходиться нижче по прямій точок 4.1, 4.2, 4.3, то дана точка не є точкою, яка обмежує зрізуваний шар.
4. Перевіривши всі точки, одержимо такі можливі результати:
  - одна з точок є граничною, а отже, різальний ніж має максимальне або мінімальне значення  $t$ , мм;
  - дві точки з усіх є граничними;
  - жодна з точок, які перевіряються, не є граничною, отже, різальний ніж не бере участі у різанні ( $a = 0$ ).
5. Якщо отримані дві граничні точки, то визначення максимальної товщини  $a_{MAX}$  виконуємо згідно з алгоритмом:

- розбиваємо відстань між граничними точками на  $n$  інтервалів (чим більше інтервалів, тим точніший результат);
- з'єднуємо прямою центр  $i$ -го різального ножа з однією з точок;
- знаходимо точки перетину прямої з еліпсами 1, 2, 3;
- відстань між точкою перетину прямої з поточним  $i$ -м еліпсом і самою сусідньою точкою з отриманих і буде поточною товщиною зрізу  $a_n$ ;
- із отриманих значень  $a$  визначаємо максимальне значення  $a_{MAX}$ .

Для реалізації алгоритму необхідно визначити координати точок перетину прямої та еліпса (рис. 2.6).

Рівняння прямої, що проходить через дві точки:

$$\frac{X - X_1}{X_2 - X_1} = \frac{Y - Y_1}{Y_2 - Y_1}. \quad (2.28)$$

Рівняння еліпса:

$$\frac{(X - X_3)^2}{L^2} + \frac{(Y - Y_3)^2}{R^2} = 1. \quad (2.29)$$

Перетворимо рівняння (2.28) у функцію виду  $Y = f(X)$ :

$$Y = \frac{X(Y_2 - Y_1)}{X_2 - X_1} + \frac{X_1(Y_2 + Y_1)}{X_2 - X_1} - Y_1. \quad (2.30)$$

Перетворимо рівняння до вигляду:

$$Y = kX + e \quad (2.31)$$

Обернена залежність  $X = f(Y)$ , тобто:

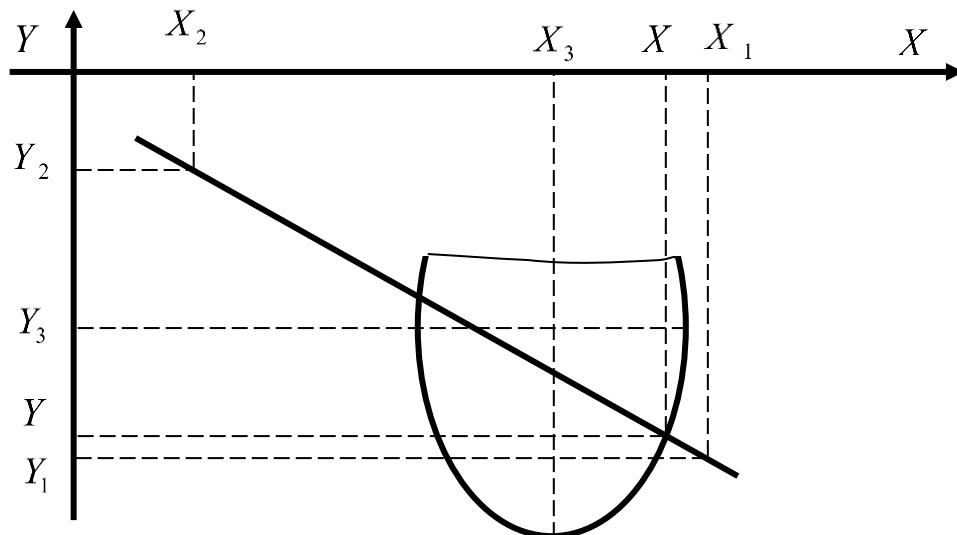


Рисунок 2.6 – Схема для визначення координат точки перетину прямої та еліпса

$$X = kY + e \quad (2.32)$$

де  $k = \frac{X_2 - X_1}{Y_2 - Y_1}$ ;  $e = \frac{X_1 Y_2 - Y_1 X_2}{Y_2 - Y_1}$ .



Для знаходження точок перетину прямої з еліпсом розв'яжемо систему рівнянь:

$$\begin{cases} X = kY + e; \\ \frac{(X - X_3)^2}{L^2} + \frac{(Y - Y_3)^2}{R^2} = 1. \end{cases} \quad (2.33)$$

Перетворимо друге рівняння системи (2.33):

$$R^2 X^2 - 2R^2 X_3 X + R^2 X_3^2 + L^2 Y^2 - 2L^2 Y_3 Y + L^2 Y_3^2 = R^2 L^2 \quad (2.34)$$

Підставивши друге рівняння в систему (2.33), одержимо:

$$\begin{aligned} R^2 k^2 Y^2 + 2R^2 keY + R^2 e^2 - 2R^2 kX_3 Y - 2R^2 eX_3 + R^2 X_3^2 + L^2 Y^2 - \\ - 2L^2 Y_3 Y + L^2 Y_3^2 - R^2 L^2 = 0. \end{aligned} \quad (2.35)$$

Рівняння (2.35) має вигляд квадратного рівняння:

$$aY^2 + bY + c = 0 \quad (2.36)$$

$$\text{де } a = R^2 k^2 + L^2;$$

$$b = 2R^2 ke - 2R^2 kX_3 - 2L^2 Y_3$$

$$c = R^2 e^2 - 2R^2 eX_3 + R^2 X_3^2 + L^2 Y_3^2 - R^2 L^2.$$

Знайдемо дискримінанти і корені. Якщо  $D < 0$ , то еліпс і пряма не перетинаються; якщо  $D = 0$ , то пряма дотична до еліпса; якщо  $D > 0$ , то існує дві точки перетину. Підставляємо отримані значення  $Y_1$  й  $Y_2$  у (2.32) і одержимо відповідні їм значення  $X_1$  і  $X_2$ . Нижча з двох отриманих точок і буде необхідним рішенням системи (2.33). Для визначення товщини перерізу необхідно визначити відстань між двома точками 1 і 2 (рис. 2.5). За знайденими координатами відомих точок  $(X_{P1}, Y_{P1})$  і  $(X_{P2}, Y_{P2})$  товщина перерізу  $a_n$  може бути визначена за формулою:

$$a_n = \sqrt{(X_{P2} - X_{P1})^2 + (Y_{P2} - Y_{P1})^2} \quad (2.37)$$

### 2.1.2. Визначення довжин різальних кромки ножів торцевих фрез

Довжина різальної кромки  $l_{kr}$  – це довжина кривої еліпса, що обмежена двома точками 4.1 та 4.3 (рис. 2.4).

Довжина дуги плоскої кривої визначається за формулою:

$$l_{kr} = \int_{X_{4,3}}^{X_{4,1}} \sqrt{1 + [f'(X)]^2} dX \quad (2.38)$$

$$\text{де } f'(X) = -\frac{R}{L} \sqrt{L^2 - X^2} \quad (2.39)$$

Рівняння нижньої половини еліпса:

$$[f'(X)]^2 = \left[ \left( -\frac{R}{L} \sqrt{L^2 - X^2} \right) \right]^2 = \frac{R^2 X^2}{L^2 (L^2 - X^2)} \quad (2.40)$$

Довжина різальної кромки дорівнює:

$$l_{kr} = \int_{X_{4,3}}^{X_{4,1}} \sqrt{1 + \frac{R^2 X^2}{L^2(L^2 - X^2)}} dX \quad (2.41)$$

де  $X_{4,1}, X_{4,3}$  – координати точок 4.1 та 4.3. Виконаємо заміну:

$$X = L \cdot \sin t, \quad dX = L \cdot \cos t \, dt \quad (2.42)$$

Розв'язуючи інтеграл, одержимо:

$$l_{kr} = X_{4,1} - X_{4,3} + \frac{R^2}{2L^2} \left( \frac{X_{4,1}^3}{3L^2} - X_{4,3} \right) \quad (2.43)$$

Підставляючи граничні точки кожного еліпса у (2.43), одержимо значення проєкцій довжин різальних кромок у січній площині кожного різального ножа.

### 2.1.3. Розрахунок площин зрізуваного шару

Розглянемо випадок перерізу зрізу, обмежений дугами 1,2; 2,3 та 1,3 трьох еліпсів (рис. 2.7). Площа заштрихованої фігури  $S_{1,2,3}$  (шар, що зрізається) може бути визначена за формулою:

$$S_{1,2,3} = S_{1,3,A,C} - (S_{1,2,B,C} + S_{2,3,A,B}) \quad (2.44)$$

Площі фігур  $S_{1,3,A,C}$ ,  $S_{1,2,B,C}$ ,  $S_{2,3,A,B}$  визначаємо, застосувавши (2.45):

$$S = \int_A^B f(X) dX \quad (2.45)$$

де  $A, B$  – межі інтегрування.

Підставляємо функцію (2.39) у вираз (2.44) і обчислимо інтеграл:

$$S = \int_A^B -\frac{R}{L} \sqrt{L^2 - X^2} dX = -\frac{R}{L} \left( \frac{X}{2} \sqrt{L^2 - X^2} + \frac{L^2}{2} \arcsin \frac{X}{L} \right) \Big|_A^B \quad (2.46)$$

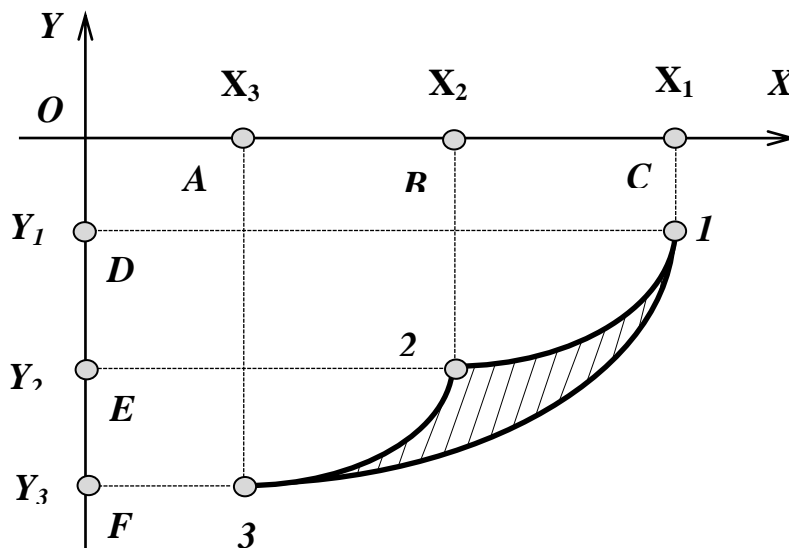


Рисунок 2.7 – Схема для визначення площі шару, що зрізається

Площа фігури буде дорівнювати:

$$S = -\frac{R}{L} \left( \frac{B}{2} \sqrt{L^2 - B^2} + \frac{L^2}{2} \arcsin \frac{B}{L} \right) + \frac{R}{L} \left( \frac{A}{2} \sqrt{L^2 - A^2} + \frac{L^2}{2} \arcsin \frac{A}{L} \right) \quad (2.47)$$

Підставляючи замість  $A$  і  $B$  значення  $X$  граничних точок (1, 2, 3) у формулу (2.46), можна обчислити площі шуканих фігур, а потім відповідно до (2.44) – площу шару, що зрізається.

#### 2.1.4. Розрахункова висота мікронерівностей оброблених деталей

Утворення шорсткості обробленої поверхні можна представити як слід різальної кромки інструмента в поверхневому шарі металу (рис. 2.8).

Розрахункова максимальна висота мікронерівностей може бути обчислена за залежністю:

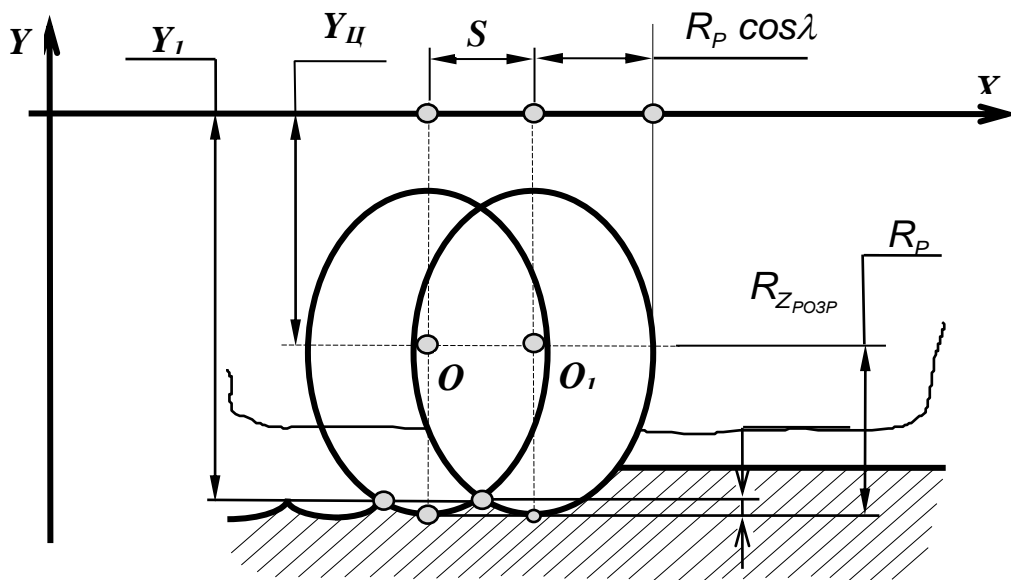


Рисунок 2.8 – Схема розрахункової шорсткості обробленої поверхні

$$R_{Z_{\text{ПОРП}}} = (R_p + Y_{\text{ц}}) - Y_1 \quad (2.48)$$

де  $R_p$  – радіус задньої циліндричної поверхні різального ножа;  $Y_{\text{ц}}$  – координата центра ножа;  $Y_1$  – координата точки перетину еліпсів.

#### 2.1.5. Сили різання при торцевому ступінчастому фрезеруванні

При використанні спіральньо-ступінчастої схеми різання ножі фрези розташовані в радіальному напрямку на різній відстані від осі фрези (по логарифмічній спіралі), а в осьовому – ступіннями із змінним значенням вильоту (рис. 2.9).

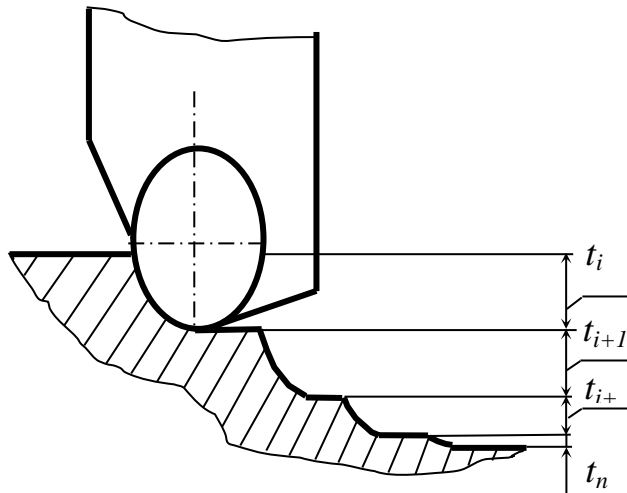


Рисунок 2.9 – Схема розміщення різальних ножів ступінчастої фрези:  
*a* – радіальне розміщення; *б* – осьове розміщення

Одержані за експериментальними даними залежності сил різання при торцевому фрезеруванні [69] дають можливість розрахунків лише у вузьких діапазонах варіювання факторів (режими, геометрія тощо), що не дозволяє їх використовувати для розрахунку при обробці запропонованими фрезами.

Аналогічні залежності отримані в роботах [60, 63], за якими, наприклад, миттєва колова сила  $P_K$  для одного зуба стандартної торцевої фрези може бути розрахована за формулою:

$$P_K = k t^X S z^Y \sin \eta \quad (2.49)$$

де  $k$  – коефіцієнт різання;  $t$  – глибина різання,  $S z^Y$  – подача на зуб;  $\eta$  – миттєвий кут контакту зуба із заготовкою;  $X, Y$  – показники степенів.

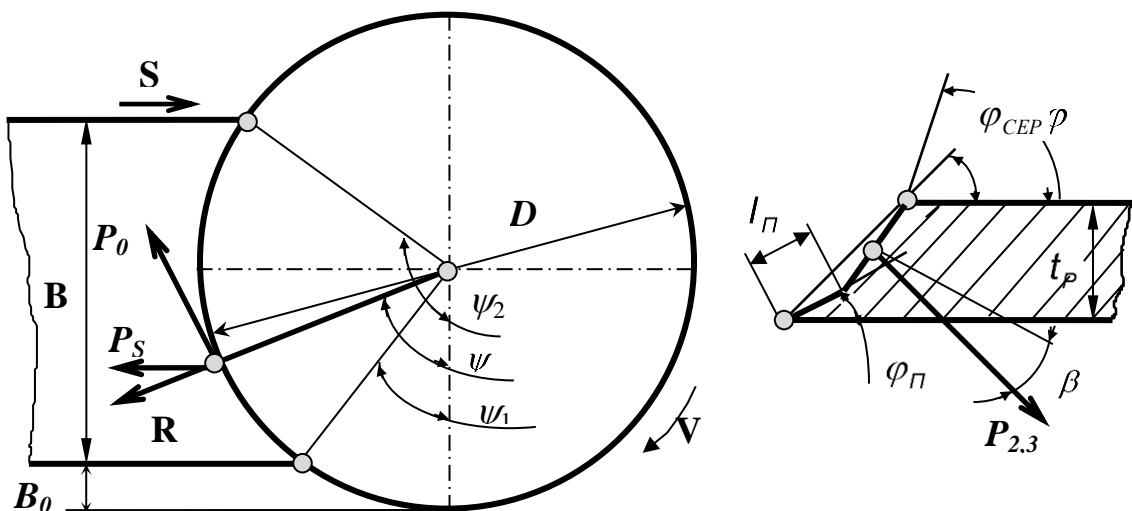


Рисунок 2.10 – Схема дії сил різання для спряження прямолінійної різальної кромки з перехідною

Значення  $k, X, Y$  можуть бути отримані за результатами експериментів, що не дозволяє використовувати залежність (2.49) для теоретичного розрахунку сил різання в інших випадках.

За отриманими даними [79] на кожному різальному ножі (РН) виникають (рис. 2.10) колова складова сили різання  $P_K$ , сила подачі  $P_S$ , осьова сила  $P_A$ .

Миттєве значення колової сили  $P_K$  на одному РН стандартної геометрії розраховується за формулою:

$$P_K = P_1 \sin \psi + F_3 \quad (2.50)$$

де  $P_1$  – головна складова сили різання на передній поверхні інструмента;  $\psi$  – кут, який визначає миттєве положення різальної кромки;  $F_3$  – сила тертя на задній поверхні.

Головна складова сили різання  $P_1$  визначається за формулою:

$$P_1 = 0,28 S_K S_z t_p K_2 \quad (2.51)$$

де  $S_K$  – напруга при розриві, тобто частина від розподілу сили в момент розриву на площу поперечного перерізу зразка в місці розриву;  $S_z$  – подача на зуб (при рівномірному кутовому розташуванні РН у радіальному напрямку):

$$S_z = \frac{S_0}{Z},$$

де  $S_0$  – подача на оберт фрези;  $Z$  – число РН фрези;  $t_p$  – глибина різання РН;  $K_2$  – безрозмірний комплекс, що залежить від усадки стружки  $\xi$  і переднього кута  $\gamma$ .

Сила тертя на задній поверхні:

$$F_3 = 0,28 S_K (\delta + \delta_0) l_p \quad (2.52)$$

де  $\delta$  – ширина фаски зносу;  $\delta_0$  – ширина контакту задньої поверхні інструмента з поверхнею різання, яка пов'язана з пружним відновленням матеріалу (при відсутності зносу для синтетичних надтвердих матеріалів  $\delta_0$  складає 0,03 мм);  $l_p$  – довжина різальної кромки, що бере участь у різанні.

При цьому безрозмірний комплекс  $K_2$  дорівнює:

$$K_2 = \frac{C}{a_p} \left( \frac{\cos \gamma}{f} + \sin \gamma \right) \quad (2.53)$$

де  $C$  – довжина контакту стружки з передньою поверхнею;  $f$  – коефіцієнт тертя;  $a_p$  – товщина зрізу;  $\gamma$  – передній кут.

За даними [62] при зміні  $\xi$  від 1 до 10 довжина контакту  $C$  визначається:

$$C = (2,05 \xi - 0,55) a_p \quad (2.54)$$

де  $\xi$  – коефіцієнт потовщення стружки.

З урахуванням [117] коефіцієнт тертя може бути визначений:

$$f = \frac{22500 \xi^{-0,0015(90-\gamma)^{1,27}}}{(90-\gamma)^{2,46}} \quad (2.55)$$

При цьому довжина різальної кромки, яка бере участь у різанні, визначається для прямолінійної її частини зі спряженням з перехідною за виразом:

$$l_p = \frac{t_p - l_{II} \sin \varphi_{II}}{\sin \varphi} + l_{II} + Sz \sin \psi, \quad (2.56)$$

де  $l_{II}$  – довжина перехідної різальної кромки;  $\varphi_{II}$  – кут в плані для перехідної різальної кромки;  $\varphi$  – головний кут в плані для прямолінійної різальної кромки.

У випадку, коли різальна кромка складається із прямолінійної ділянки і радіусної частини, її довжина буде (рис. 2.11):

$$l_p = \frac{t_p - R(1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} + \frac{\pi R \varphi}{180} + S \quad (2.57)$$

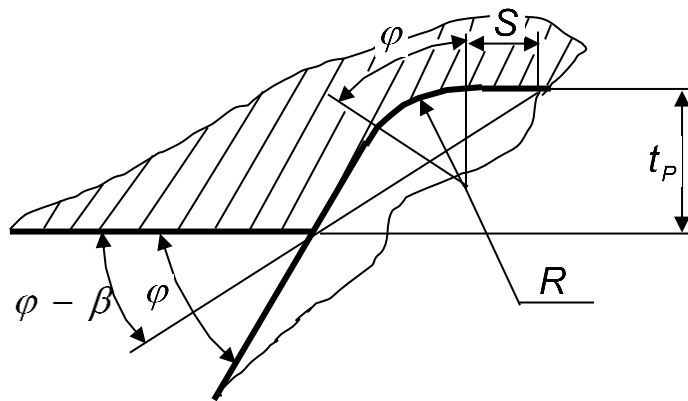


Рисунок 2.11 – Схема визначення довжини різальної кромки, що бере участь в різанні [61]

Залежність (2.50) дозволяє обчислити значення миттєвої сили  $P_K$  з урахуванням сил, що діють на передній та задній поверхнях РН. При цьому в подальших розрахунках [79] передбачається, що колова сила на кожному ножі має одне і те ж значення.

При участі в різанні одночасно  $m$  різальних ножів сумарна миттєва колова сила визначається за формулою [79]:

$$\sum_1^m P_K = P_1 \sum_1^m \sin \psi + m F_3 = 0,28 S_K \left\{ Sz t_p K_2 \sum_1^m \sin \psi + m l_p (\delta + \delta_0) \right\} \quad (2.58)$$

Кількість  $m$  РН, що одночасно беруть участь в різанні (для стандартних фрез), визначається за залежністю:

– для симетричного фрезерування (рис. 2.1)

$$m = \frac{2}{\zeta} \arcsin \frac{B}{D} \quad (2.59)$$

– для несиметричного фрезерування:

$$m = \frac{\arccos\left(1 - 2\frac{B + B_0}{D}\right) - \arccos\left(1 - 2\frac{B_0}{D}\right)}{\zeta} \quad (2.60)$$

Середня колова сила  $(P_K)_{CEP}$  визначалася згідно з залежністю:

$$\left(\sum P_K\right)_{CEP} = \frac{A_z Z}{\pi D} \quad (2.61)$$

де  $A_z$  – робота одного РН за один оберт фрези;  $D$  – діаметр фрези.

Сумарна робота  $A_z$  фрези стандартної геометрії з врахуванням кутів контакту фрези із заготовкою  $\psi_1$  і  $\psi_2$ :

$$A_z = P_K \frac{D}{2} d\psi = 0,28S_K \frac{D}{2} \left[ S_z t_p K_2 (\cos \psi_1 - \cos \psi_2) + l_p (\delta_0 + \delta) (\psi_2 - \psi_1) \right]. \quad (2.62)$$

Для симетричного розташування стандартної фрези відносно заготовки кути контакту  $\psi_1$  і  $\psi_2$  дорівнюють:

$$\begin{aligned} \cos \psi_1 &= -\cos \psi_2; \\ \cos \psi_1 &= \frac{B}{D}; \\ \psi_2 - \psi_1 &= \frac{\pi}{90} \arcsin \frac{B}{D}. \end{aligned} \quad (2.63)$$

Тоді співвідношення (2.62) з урахуванням залежностей (2.63) буде мати вигляд:

$$A_z = 0,28S_K \frac{D}{2} \left[ S_z t_p K_2 B + \frac{\pi}{180} D l_p (\delta_0 + \delta) \arcsin \frac{B}{D} \right], \quad (2.64)$$

а середня колова сила  $(P_0)_{CEP}$  буде дорівнювати:

$$\left(\sum P_K\right)_{CEP} = \frac{P_1 Z B}{\pi D} + \frac{F_3 Z}{360} \left[ \arccos(1 - 2u - 2w) - \arccos(1 - 2w) \right], \quad (2.65)$$

де  $B$  – ширина фрезерування;  $u = \frac{B}{D}$  – відношення ширини фрезерування до

діаметра фрези;  $w = \frac{B_0}{D}$  – відношення відстані між краєм заготовки і діаметром фрези до діаметра фрези.

Для стандартних фрез миттєва сила подачі на одному РН визначається за формулою [79]:

$$P_s = 0,28S_K \left\{ \begin{aligned} & S_z t_p K_2 \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi - \beta) \sin^2 \psi \pm 0,5 \sin 2\psi \right] + \\ & + l_p (\delta + \delta_0) \left( \frac{1}{f} \sin \varphi_{CP} \sin \psi \pm \cos \psi \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.66)$$

Миттєва середня сумарна сила подачі на всіх  $m$  одночасно різальних ножів:

$$\sum_1^m P_S = P_1 \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi - \beta) \sum_1^m \sin^2 \psi \pm 0,5 \sin 2\psi \right] + F_3 \left( \frac{\sin \varphi_{CEP}}{f} \cdot \sum_1^m \sin \psi \pm \sum_1^m \cos \psi \right) \quad (2.67)$$

Середня сумарна сила подачі на всіх  $m$  РН, що одночасно працюють:

$$\left( \sum P_S \right)_{CEP} = \frac{P_1 Z}{2\pi} \left\{ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi - \beta) \left[ \frac{\Delta \psi}{2} + A(C + 2u) - CB \right] \pm 2u(C + u) \right\} + \frac{F_3 Z}{\pi} \left[ \frac{u}{f} \sin \varphi_{CEP} \pm B \mp A \right], \quad (2.68)$$

де  $\Delta \psi = \psi_2 - \psi_1$ ;  $A = \sqrt{w - w^2}$ ;  $B = \sqrt{(u + w) - (u + w)^2}$ ;  $C = (1 - 2u - 2w)$ .

Миттєва сумарна сила, яка паралельна осі фрези, на всіх  $m$  різальних ножах для фрез стандартної конструкції дорівнює [79]:

$$\sum_1^m P_A = P_1 \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi - \beta) \sum_1^m \sin^2 \psi + F_3 \frac{1}{f} \cos \varphi_{CEP} \sum_1^m \sin \psi \quad (2.69)$$

Середня сумарна сила, паралельна осі фрези, рівна:

$$\left( \sum P_A \right)_{CEP} = \frac{P_1 Z}{2\pi} \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi - \beta) \left[ \frac{\Delta \psi}{2} + A(C + 2u) - BC \right] + \frac{F_3 Z}{\pi} \frac{u}{f} \cos \varphi_{CEP}. \quad (2.70)$$

Процес обробки деталей торцевими стандартними фрезами показує, що завжди існують похибки базування та закріплення фрез, що призводить до виникнення похибок осевого та радіального розташування РН (осеві та радіальні биття). А отже, глибина різання, величина подачі на зуб, параметри перерізу зрізуваних шарів мають змінну величину для кожного ножа. Це, в свою чергу, призводить до зміни  $K_2$ ,  $l_p$ ,  $\delta$  та  $\delta_0$ . Тому наведені вище залежності не дозволяють обчислити сили різання з урахуванням похибок розташування РН.

Разом з тим, отримані в роботі [79] залежності складових сили різання найбільш близькі для інженерних розрахунків. Виконаний у роботі [79] теоретичний аналіз сил, які діють при торцевому фрезеруванні, та їх експериментальне підтвердження для широкого спектра оброблюваних матеріалів дозволяють поширити їх на процес торцевого ступінчастого фрезерування.

Для спроектованих фрез косокутної геометрії з безвершинними різальними кромками змінна глибина різання призводить до того, що на кожному різальному ножі виникають свої значення миттєвих сил  $P_K$ ,  $P_S$ ,  $P_A$ .

$P_K$  на кожному РН для ступінчастих фрез може бути визначена аналогічно залежності (2.50):

$$P_K = P_{1_i} \sin \psi_i + F_{3_i} = 0,28 S_K \left[ S_{z_i} \sin \psi_i t_{p_i} K_{2_i} + l_{p_i} (\delta_{0_i} + \delta_i) \right] \quad (2.71)$$



де  $S_{z_i}$  – подача на зуб  $i$ -го РН:

$S_{z_i} = \frac{S_0}{z_n}$ , де  $S_0$  – подача на оберт;  $z_n$  – кількість РН у ступіні;  $t_{P_i}$  – глибина різання ножем;  $l_{P_i}$  – довжина різальної кромки кожного різального ножа, який бере участь у різанні;  $i$  – номер різального ножа.

Тоді сумарна миттєва колова сила для  $m$  різальних ножів ступінчастих фрез:

$$\begin{aligned} \sum_1^m P_K &= \sum_1^m P_{1_i} \sin \psi_i + \sum_1^m F_{3_i} = \\ &= 0,28S_K \left[ \sum_{i=1}^m S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} \sin \psi_i + \sum_1^m l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i) \right] \end{aligned} \quad (2.72)$$

Для залежності (2.72) необхідно визначити кількість РН, що одночасно беруть участь в різанні.

Для ступінчастих фрез співвідношення (2.64) буде мати вигляд:

$$A_z = 0,28S_K r_i [S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} (\cos \psi_{2_i} - \cos \psi_{1_i}) + l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i) (\psi_{2_i} - \psi_{1_i})] \quad (2.73)$$

де  $r_i$  – радіус розташування кожного різального ножа фрези.

Залежності кутів контакту для кожного ножа, розташованого на різній відстані від осі фрези:

$$\cos \psi_{1_i} = -\cos \psi_{2_i}; \cos \psi_{1_i} = \frac{B}{2r_i}; \psi_{2_i} - \psi_{1_i} = \frac{\pi}{90} \arcsin \frac{B}{2r_i} \quad (2.74)$$

$$A_z = 0,28S_K \left[ S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} B + \frac{\pi r_i l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i)}{90} \arcsin \frac{B}{2r_i} \right] \quad (2.75)$$

Робота ступінчастої фрези за один оберт:

$$A_n = 0,28S_K \sum_{i=1}^z \left[ S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} B + \frac{\pi r_i l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i)}{90} \arcsin \frac{B}{2r_i} \right] \quad (2.76)$$

Середня колова сила ступінчастих фрез при симетричному розташуванні:

$$\left( \sum P_K \right)_{CEP} = \frac{A_n}{2\pi r_{CEP}} = \frac{0,28S_K}{2\pi r_{CEP}} \sum_{i=1}^z \left[ S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} B + \frac{\pi r_i l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i)}{90} \arcsin \frac{B}{2r_i} \right] \quad (2.77)$$

При несиметричному розташуванні фрези відносно заготовки:

$$\left( \sum P_K \right)_{CEP} = \frac{B}{2\pi} \sum_{i=1}^z \frac{P_{1_i}}{r_i} + \frac{1}{360} \sum_1^z F_{3_i} [\arccos C_i - \arccos(C_i + 2u_i)] \quad (2.78)$$

де  $P_{1_i}$  – головна складова сили різання  $i$ -го ножа;  $F_{3_i}$  – сила тертя на задній поверхні відповідного ножа;  $r_i$  – радіус розташування ножів кожної ступіні фрези.

Сили  $P_{1_i}$  і  $F_{3_i}$  будуть:

$$P_{1_i} = 0,28S_K S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i}, \quad (2.79)$$

$$F_{3_i} = 0,28S_K (\delta_{0_i} + \delta_i) l_{P_i}. \quad (2.80)$$

Для ступінчатих фрез з використанням РН із задніми циліндричними поверхнями миттєва сила подачі буде дорівнювати:

$$P_S = 0,28S_K \left\{ \begin{aligned} & S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi \pm 0,5 \sin 2\psi \right] + \\ & + l_{P_i} (\delta_i + \delta_{0_i}) \left( \frac{1}{f} \sin \varphi_{CEP} \sin \psi \pm \cos \psi \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.81)$$

Кут  $\beta$  для задньої циліндричної поверхні може бути визначений за формулою:

$$\beta = \frac{\pi}{2} - \varphi - \operatorname{arctg} \left[ \frac{t_{P_i} - r_i + \sqrt{4r_i^2 + S_{z_i}^2}}{2} \right] \quad (2.82)$$

Миттєва сумарна сила подачі для  $m$  ножів, що одночасно приймають участь в різанні:

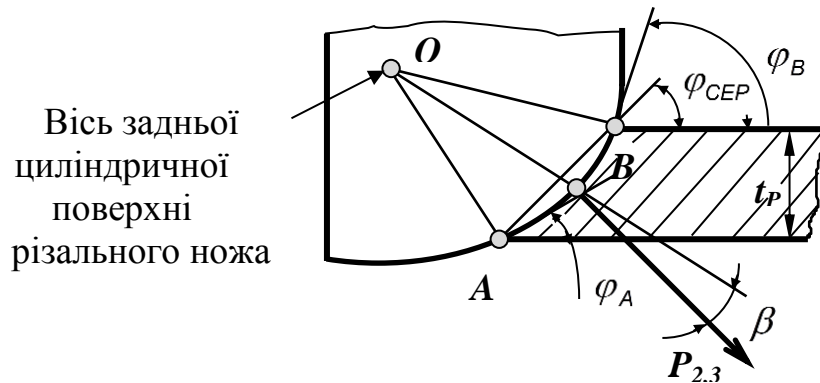


Рисунок 2.13 – Схема дії сили  $P_{2,3}$  для різального ножа із задньою циліндричною поверхнею

$$\sum_1^m P_S = 0,28S_K \sum_1^m \left\{ \begin{aligned} & S_{z_i} t_{P_i} K_{2_i} \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i \pm 0,5 \sin 2\psi_i \right] + \\ & + l_{P_i} (\delta_{0_i} + \delta_i) \left( \frac{1}{f} \sin \varphi_{CEP} \sin \psi_i \pm \cos \psi_i \right) \end{aligned} \right\}. \quad (2.83)$$

Середня сила подачі за оберт фрези:

$$P_{S_{CEP}} = \frac{\int_{\psi_{1_i}}^{\psi_{2_i}} P_{S_i} r_i d\psi}{r_i (\psi_{2_i} - \psi_{1_i})}. \quad (2.84)$$

Для ступінчастих фрез середня сила на одному РН:

$$P_{SCP} = \frac{P_{1CP}}{\Delta\psi_{CEP}} \left\{ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi - \beta) \left[ \frac{\Delta\psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] \pm 2uC \right\} +$$

$$+ \frac{F_{3i}}{\Delta\psi_{CEP}} \left[ \frac{u}{f} \sin \varphi_{CEP} \pm B \mp A \right]. \quad (2.85)$$

Середня сумарна сила подачі для  $m$  ножів, що одночасно беруть участь в різанні:

$$\left( \sum P_S \right)_{CEP} = P_{SCP} Z \frac{\Delta\psi_{CEP}}{2\pi}. \quad (2.86)$$

Сумарна сила, паралельна осі фрези для ступінчастих фрез, рівна:

$$\sum_1^m P_A = \sum_1^m P_{1i} \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i + \sum_1^m F_{3i} \frac{1}{f} \cos \varphi_{CEP} \sin \psi_i. \quad (2.87)$$

Середня сумарна осьова сила:

$$\left( \sum P_{ACEP} \right) = \frac{Z}{2\pi} \left\{ P_{1CEP} \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \left[ \frac{\Delta\psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] + \right.$$

$$\left. + 2F_{3C3} \frac{u}{f} \cos \varphi_{CEP} \right\} \quad (2.88)$$

Змінні деформації технологічної системи пояснюються коливаннями сил різання в процесі обробки деталей.

При різанні з повною шириною фрезерування коливання навантаження характеризується коефіцієнтом нерівномірності, який є відношенням максимальної миттєвої сили до середньої [79].

Тоді для ступінчастих фрез коефіцієнти нерівномірності колової сили, подачі та осьової будуть визначатися за рівняннями (2.98), (2.99), (2.100) відповідно:

$$\mu_K = \frac{\left( \sum_1^m P_{1i} \sin \psi_i + \sum_1^m F_{3i} \right)_{\max}}{\frac{B}{2\pi} \sum_{i=1}^Z \frac{P_i}{r_i} + \frac{1}{360} \sum_{i=1}^Z F_{3i} [\arccos C_i - \arccos(C_i + 2u_i)]}; \quad (2.89)$$

$$\mu_S = \frac{2\pi \left\{ \sum_1^m P_{1i} \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i \pm 0,5 \sin 2\psi_i \right] + \right.}{P_{1CEP} Z \left\{ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \left[ \frac{\Delta\psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] \pm 2uC \right\} +$$

$$\left. + \sum_1^m F_{3i} \left( \frac{1}{f} \sin \varphi_{CEP} \sin \psi_i \pm \cos \psi_i \right) \right\}_{\max}}{+ F_{3CEP} Z \left( \frac{u}{f} \sin \varphi_{CEP} \pm B \mp A \right)}; \quad (2.90)$$

$$\mu_A = \frac{2\pi \left\{ \sum_1^m P_i \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i + \sum_1^m F_{3_s} \frac{1}{f} \cos \varphi_{CEP} \sin \psi_i \right\}_{\max}}{Z \left\{ P_i \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \left[ \frac{\Delta \psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] + 2F_{3_{CEP}} \frac{u}{f} \cos \varphi_{CEP} \right\}} \quad (2.91)$$

При відсутності зносу ножів фрези коефіцієнти нерівномірності будуть дорівнювати:

$$\mu_K = \frac{\left( \sum_1^m P_i \sin \psi_i \right)_{\max}}{\frac{B}{2\pi} \sum_{i=1}^Z \frac{P_i}{r_i}} \quad (2.92)$$

$$\mu_S = \frac{2\pi \left\{ \sum_1^m P_i \left[ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i \pm 0,5 \sin 2\psi_i \right] \right\}_{\max}}{P_{1_{CEP}} Z \left\{ \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \sin(\varphi_B - \beta) \left[ \frac{\Delta \psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] \pm 2uC \right\}} \quad (2.93)$$

$$\mu_A = \frac{2\pi \left\{ \sum_1^m P_i \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \sin^2 \psi_i \right\}_{\max}}{Z \left\{ P_i \operatorname{tg}(\eta - \gamma) \cos(\varphi_B - \beta) \left[ \frac{\Delta \psi_{CEP}}{2} + (C + 2u)A - CB \right] \right\}} \quad (2.94)$$

Вищенаведені залежності дозволяють виконати розрахунки складових сил різання при ступінчастому фрезеруванні, а також визначити умови забезпечення мінімальних коливань навантаження при обробці деталей.

За результатами теоретичного розрахунку основних кінематичних параметрів процесу обробки торцевими фрезами з косокутною геометрією можна зробити висновки:

- максимальна товщина перерізу зрізаних шарів складає (при максимальних кутах перерізу)  $a_{MAX} = 0,012 - 0,015$  мм, що відповідає радіусам округлення різальних кромки НТМ, що вимагає застосування косокутної геометрії ножів фрез;
- довжина різальних кромки ножів косокутного різання при глибині різання  $t = 0,1$  мм складає  $l = 1,0 - 1,2$  мм, що значно перевищує довжину різальних кромки ножів, які мають стандартну геометрію;
- розрахунок сил різання показує, що при малих максимальних товщинах перерізу осьова сила різання  $P_A$  при максимальних кутах перерізу складає  $(0,7 - 0,8)P_K$ , що є характерним для чистової обробки;
- для уточнення розрахункових залежностей необхідно провести додаткові дослідження з впливу фізико-механічних властивостей оброблюваних матеріалів, режиму різання та геометрії різальних ножів на характеристики процесу різання.

## 2.2. Аналіз комбінованих схем різання з регулюванням положення профілюючого різального ножа

Аналіз існуючих конструкцій чистових торцевих фрез, оснащених НТМ, показує, що формоутворюючими рухами є обертання фрези навколо осі та прямолінійно-поступальний рух заготовки [117, 118, 31, 95, 80, 81, 102].

При цьому ножі закріплені нерухомо відносно корпусу фрези. Це зумовлює змінну шорсткість обробленої поверхні по ширині фрезерування, тобто в напрямку перпендикулярному до вектора повздовжньої подачі заготовки і колову траєкторію штрихів обробки.

Перспективним є удосконалення схеми плоского фрезерування торцевими фрезами шляхом зняття припуску різальними ножами, де найбільшу частину припуску видаляють різальними ножами, які нерухомо закріплені відносно корпусу фрези, який рухається за коловою траєкторією, після чого чистовий припуск видаляють різальними ножами, які розташовані в радіальному напрямку на найменшій відстані від осі фрези з найбільшим вильотом відносно нерухомо закріплених різальних ножів і рухаються за прямолінійною траєкторією перпендикулярною до вектора повздовжньої подачі заготовки, що забезпечить підвищення якості обробки в напрямку перпендикулярному до вектора повздовжньої подачі заготовки та збільшення продуктивності обробки при використанні запропонованої комбінованої схеми різання (рис. 2.14).

Саме зняття чистового припуску різальними ножами, які розташовані в радіальному напрямку на найменшій відстані від осі фрези з найбільшим вильотом відносно нерухомо закріплених різальних ножів і рухаються за прямолінійною траєкторією перпендикулярно до вектора подачі, дозволяє формувати стабільну висоту мікронерівностей обробленої поверхні за шириною фрезерування в напрямку перпендикулярному до вектора повздовжньої подачі заготовки. Збільшення кількості різальних ножів, що одночасно приймають участь в обробці збільшує продуктивність обробки.

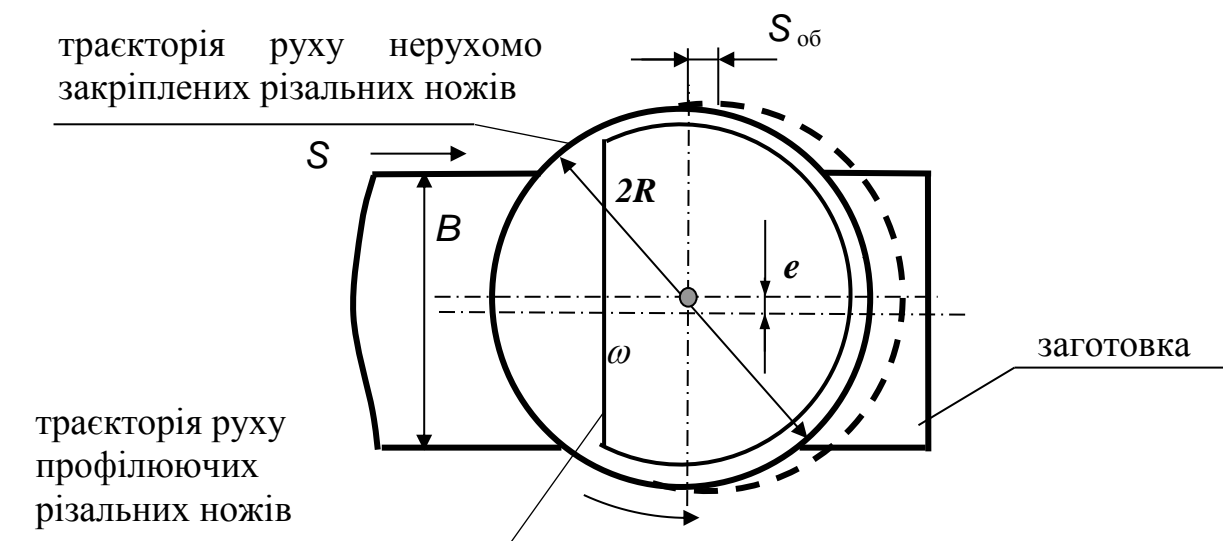


Рисунок 2.14 – Запропоновані траєкторії руху різальних ножів торцевої фрези відносно заготовки

Схема зрізання припуску чистовою торцевою фрезою з комбінуванням (рис. 2.15):

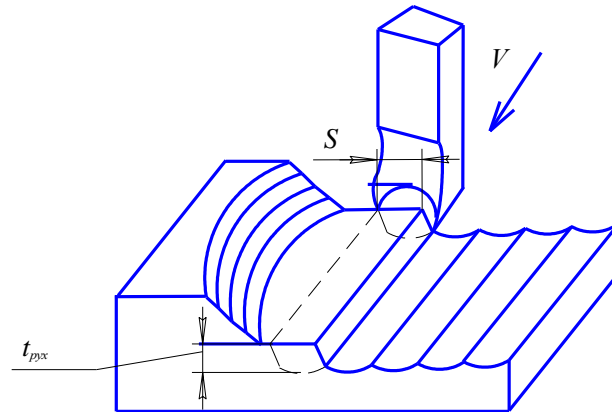


Рисунок 2.15 – Схема зрізання припуску інструментом з комбінованою схемою різання

Запропонована комбінована схема різання чистовою косокутною торцевою фрезою з радіусними профілюючими кромками приведена на рис. 2.16.

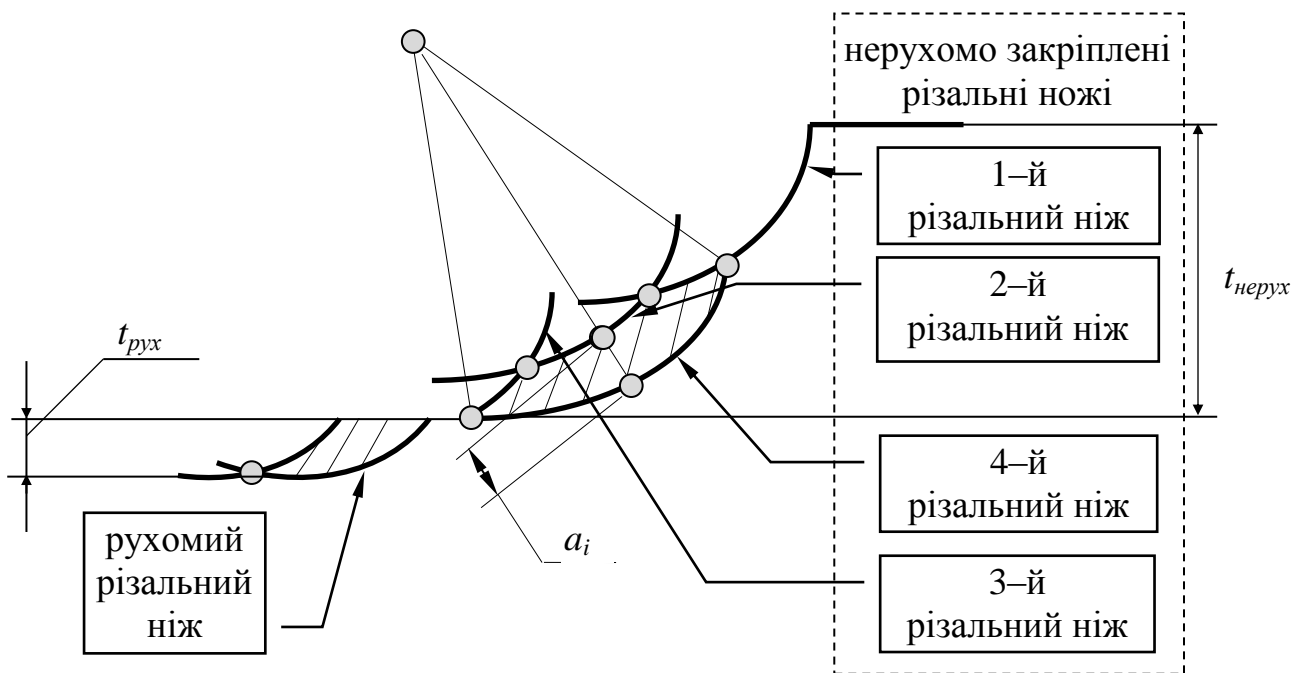


Рисунок 2.16 – Запропонована комбінована схема різання ножів з радіусними профілюючими кромками в напрямку паралельному подачі заготовки

За розробленою схемою отриманий деклараційний патент України на винахід “спосіб плоского фрезерування торцевими фрезами” [119]. При чистовій обробці торцевими косокутними фрезами, оснащеними НТМ, виникає необхідність аналізу

основних характеристик процесу обробки. Відмінність їх кінематичних параметрів вимагає виконання силового аналізу.

### 2.3. Оптимізація геометричних параметрів різальних елементів та конструктивних особливостей чорнових торцевих фрез

З аналізу літературних джерел випливає, що характерні для процесу торцевого фрезерування явища перехідних процесів в моменти врізання/виходу кожного ножа фрези; перемінності перерізу шару, що зрізається, по ширині заготовки; перемінна кількість ножів, які приймають участь в різанні за один оберт фрези; неоднаковості товщини і ширини шару, що зрізається, кожним окремим ножом через наявність торцевого та радіального биття ножів; співпадання по фазі моментів врізання/виходу для багатоножового інструменту з рівномірним коловим кроком ножів; виникнення автоколивань в оброблюючій системі призводять до перевантаження окремих ножів і інструменту в цілому та зменшенням періоду стійкості останнього. Неврахування або часткове врахування таких явищ при побудові існуючих моделей не дозволяє адекватно прогнозувати силові і стійкісні показники процесу торцевого фрезерування, що потребує створення нових і удосконалення існуючих моделей з метою зменшення впливу даних негативних явищ на стійкість інструменту та продуктивність обробки.

#### 2.3.1. Модель визначення раціональних геометричних параметрів ножів та режимів обробки за критерієм мінімуму коефіцієнту динамічності

Відомо, що при інтенсифікації процесу торцевого фрезерування характер зношування інструменту, в ряді випадків, змінюється з нормального на крихке руйнування різальної кромки. В більшості випадків це обумовлено перехідними процесами викликаними ударною взаємодією інструменту і заготовки в моменти врізання/виходу і виникненням автоколивань оброблюючої системи.

Такі явища адекватно описуються одномасовою динамічною пружною системою, тому в якості об'єкта дослідження приймаємо відповідну спрощену систему, характеристиками якої є узагальнена маса  $m_i$ , узагальнена жорсткість  $C_i$  та узагальнений коефіцієнт демпфування  $\mu_i$ , визначені в кожному з напрямків складових сили різання окремо, та яка знаходиться під дією відповідної складової  $P_i(\tau)$ , закон дії якої наперед невідомий (рис. 2.17).

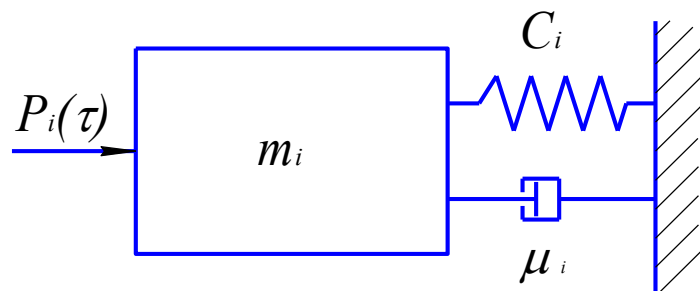


Рисунок 2.17 – Спрощена одномасова динамічна пружна система, що заходиться під дією складової сили різання

Така динамічна пружна система описується наступним диференціальним рівнянням [111]:

$$m_i \frac{d^2 j}{d\tau^2} + \mu_i \cdot \frac{dj}{d\tau} + C_i \cdot j = P_i(\tau) \quad (2.95)$$

З [111, 120] відомо, що для консервативної системи, представником якої є дана пружна система, оптимальним законом навантаження, при якому досягається значення коефіцієнту динамічності  $K_\delta = 1$ , є:

$$f(\tau/\tau_0) = \frac{1}{2} - \frac{1}{2 \sin \frac{\pi \alpha_2}{2}} \sin \left[ \pi \cdot \alpha_2 \left( \frac{1}{2} - \tau/\tau_0 \right) \right] \quad (2.96)$$

де  $\tau$  - поточний час;  $\tau_0$  - повний час навантаження системи; а величина  $\alpha_2$  визначається з наступного трансцендентного рівняння:

$$\gamma_1^i \cdot \operatorname{tg} \frac{\gamma_1^i \cdot \tau_0}{2} = \alpha_2 \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \alpha_2}{2}$$

де  $\gamma_1^i = \frac{\lambda_1^i \cdot \tau_0}{\pi}$ , а величина дорівнює  $\lambda_1^i = \sqrt{\frac{C_i}{m_i} - \mu_i^2}$ .

З врахуванням 2.96 рівняння 2.95 приймає наступний вигляд:

$$m_i \frac{d^2 j}{d\tau^2} + \mu_i \cdot \frac{dj}{d\tau} + C_i \cdot j = P_i^{cp} \cdot \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2 \sin \frac{\pi \alpha_2}{2}} \sin \left[ \pi \cdot \alpha_2 \left( \frac{1}{2} - \tau/\tau_0 \right) \right] \right) \quad (2.97)$$

Під коефіцієнтом динамічності, при торцевому фрезеруванні розуміється відношення максимального значення складової сили різання в момент врізання  $P_i^{\max}$  до значення сили в момент виходу різального леза з різання  $P_i^{cp}$ , за умови симетричного фрезерування, або середнього значення сили після стабілізації перехідного процесу:  $K_\delta = P_i^{\max} / P_i^{cp}$

Необхідним було розробити математичну модель для знаходження таких геометричних параметрів ріжучої частини інструменту, режимів різання та схеми обробки, при яких забезпечується максимальне співпадання закону навантаження окремого ріжучого леза  $f(\gamma, \lambda, r, D_{фрезу}, S_z, n, t, \varepsilon, \tau)$  з вищенаведеним оптимальним законом (2.96). Математичне описання даної моделі приймає вигляд:

$$\Delta = (f(\tau/\tau_0) - f(\gamma, \lambda, r, D_{фрезу}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau)) \rightarrow \min \quad (2.98)$$

В основу даної моделі лягли наступні припущення.

Розглядалося однократне врізання при наявності сліду від попереднього різку по необробленій плоскій поверхні при стабільному значенні припуску, що зрізається. Форма ріжучої кромки приймалася радіусною, тобто в момент повного врізання буде задіяною частина ріжучої пластини, яка формується при перетині бічної площини заготовки та двох еліпсів, які утворюються після надання пластині



певних кутів загострення. Навантаження на площу різальної пластини розподілене рівномірно.

Останнє припущення дозволяє виразити закон навантаження ріжучого леза через поточну площу контакту з наступного рівняння:

$$f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau) = \frac{S_i(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \theta)}{S_f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B)}, \quad (2.99)$$

де:  $S_i(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \theta)$  – поточна площа неповного контакту передньої поверхні різального леза з заготовкою;  $S_f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B)$  – повна площа контакту леза з заготовкою;  $\gamma$  – передній кут;  $\lambda$  – кут нахилу головної різальної кромки;  $r$  – радіус різальної пластини;  $D_{\text{фрези}}$  – діаметр фрези, мм;  $S_z$  – подача на зуб, мм/зуб;  $n$  – частота обертання фрези, хв<sup>-1</sup>;  $t$  – глибина різання, мм;  $\varepsilon$  – ексцентриситет, мм;  $B$  – ширина заготовки;  $\theta$  – кут врізання, що визначає положення вершини різального леза.

Для побудови моделі визначаємося з системами координат (рис. 2.18а, 2.18б) в яких буде проводитись пошук залежності зміни площі, задіяної при врізанні від часу навантаження, який в нашому випадку виражається через частоту обертання фрези і

кут врізання, за виразом  $\tau = \frac{30 \cdot \theta}{\pi \cdot n}$ .

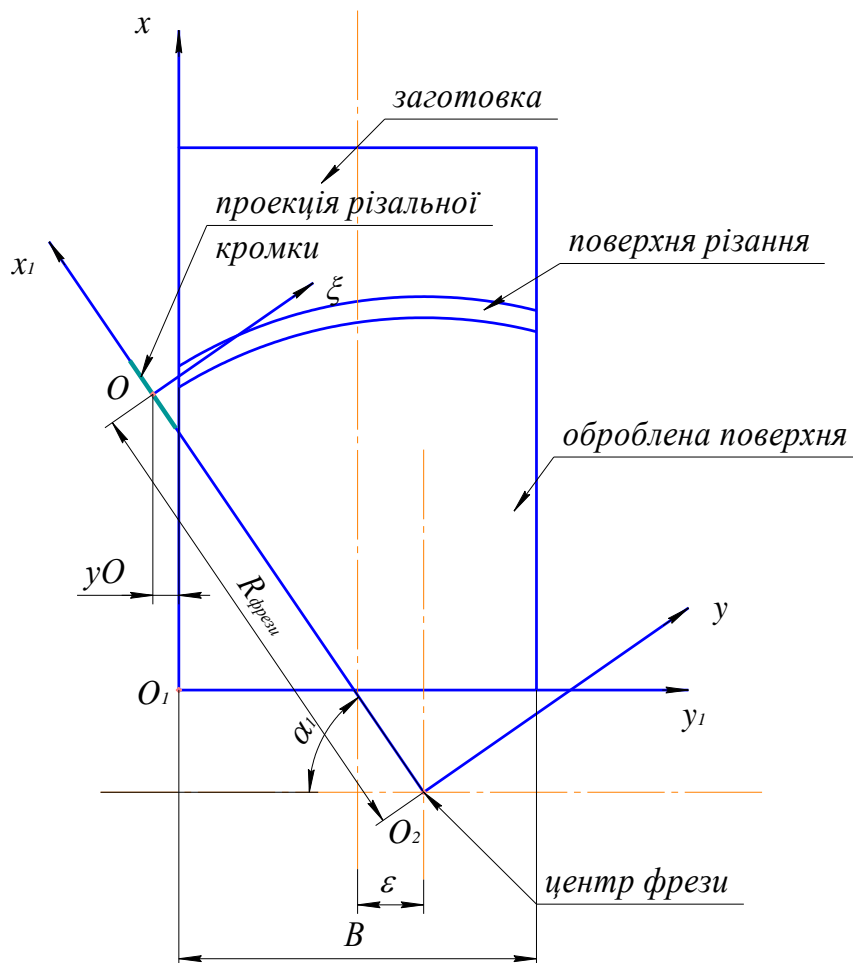


Рисунок 2.18а – Прийняті системи координат

Тут  $O_1xyz$  – система координат заготовки,  $O_2x_1y_1z_1$  – система координат фрези та  $O\sigma\xi\eta$  – система координат передньої поверхні окремої різальної пластини до надання їй кутів загострення  $\gamma$  та  $\lambda$ .

В результаті аналізу можливих шляхів рішення поставленої задачі було визначено два можливих шляхи проведення розрахунків: перший, коли заготовка залишається нерухомою, а різальній пластині в початковий момент з  $r = r_{nl}$ ,  $\gamma = 0$ ,  $\lambda = 0$  надаються довертання на певні значення вказаних кутів загострення ножа фрези, а також обертання навколо осі фрези, і другий, коли різальна пластина залишається нерухомою, а поверхні, якими описується заготовка ( $y = 0$ ,  $z = t$ ), довертаються на деякі значення відповідних кутів з подальшим переміщенням, яке імітує обертання фрези.

Попередні розрахунки за обома методами показали, що перший метод є менш зручним оскільки рівняння кіл пластини приймають занадто громіздкий вигляд, що ускладнює розрахунки, в порівнянні з другим методом. Тому моделювання буде проводитись за другим методом.

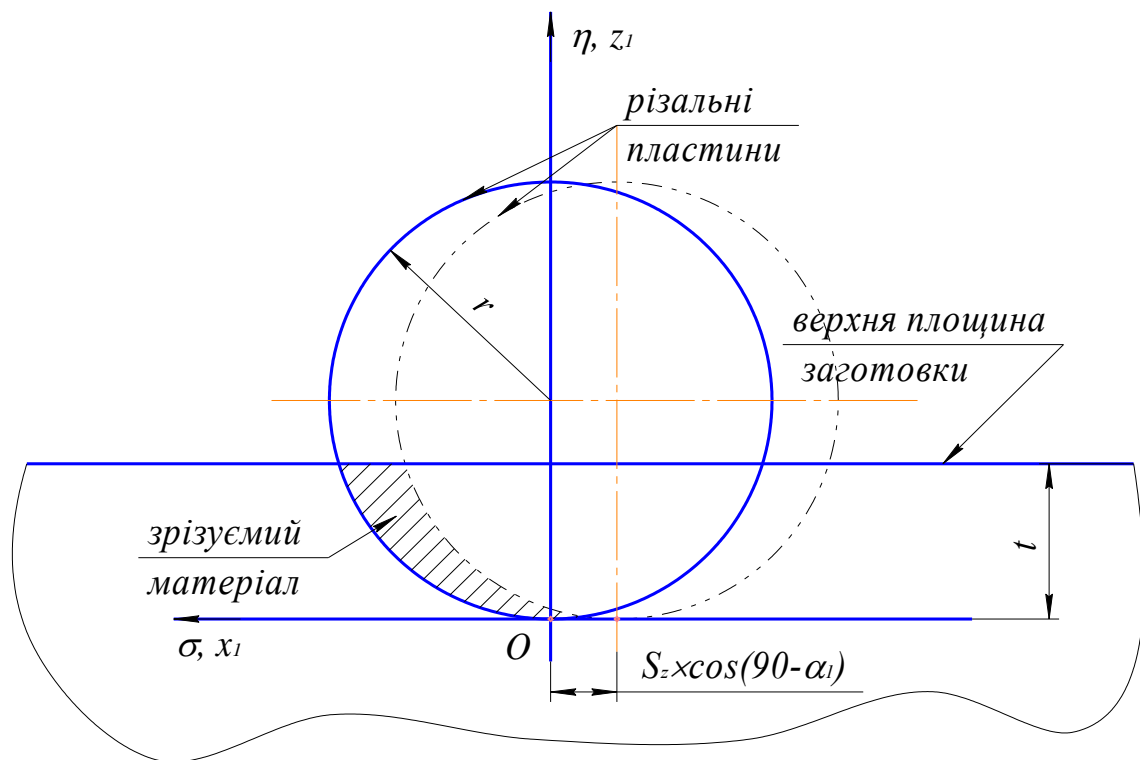


Рисунок 2.186 – Прийняті системи координат

Знаходимо зв'язок між системами координат  $O_1xyz$  та  $O_2x_1y_1z_1$ :

$$x = \frac{\cos(\alpha_1) \cdot (y_1 \cos(\alpha_1) + x_1 \sin(\alpha_1) + xO) - (yC - yO) \cdot \sin(\alpha_1)}{\cos(\alpha_1)} \quad (2.100)$$

$$y = y_1 \cdot \sin(\alpha_1) - x_1 \cdot \cos(\alpha_1) + yC,$$

де  $(xO, yO)$  та  $yC$  координати вершини та центру фрези відповідно.

Оскільки координатна вісь  $y$  проходить через бічну поверхню заготовки то рівняння даної поверхні складатиме  $y = 0$ . Тоді, з врахуванням 2.100, рівняння даної поверхні заготовки приймає вигляд:

$$y_1 \cdot \sin(\alpha_1) - x_1 \cdot \cos(\alpha_1) + yC = 0 \quad (2.101)$$

Проводимо перехід з координат заготовки, в систему координат різальної пластини, відносно якої будемо довертати бічну поверхню та здійснювати її обертання:

$$y_1 = \xi; x_1 = \sigma + R_\phi; z_1 = \eta \quad (2.102)$$

З врахуванням 2.102 рівняння бічної поверхні заготовки 2.101 в системі координат  $O\sigma\xi\eta$  матиме вигляд:

$$\xi \cdot \sin(\alpha_1) - (\sigma + R_\phi) \cdot \cos(\alpha_1) + yC = 0 \quad (2.103)$$

Повертаючи дану площину послідовно на кут  $-\gamma$  ( $\sigma = \sigma \cdot \cos(\gamma) - \eta \cdot \sin(\gamma)$ ) та кут  $\lambda$  ( $\sigma = \sigma \cos(\lambda) + \xi \sin(\lambda)$ ,  $\xi = \xi \cos(\lambda) - \sigma \sin(\lambda)$ ), та надаючи їй обертання на кут  $\theta$  за напрямком годинникової стрілки отримуємо рівняння рухомої бічної поверхні:

$$\eta \sin(\gamma) \sin(\alpha_1 + \theta - \lambda) + yC - \sigma \cos(\alpha_1 + \theta - \lambda) - R_\phi \cos(\alpha_1 + \theta) = 0 \quad (2.104)$$

Розв'язок рівняння 2.104 відносно координати  $\eta$  дає наступний вираз:

$$\eta = \frac{\sigma \cdot \cos(\theta + \alpha_1 - \lambda) + R_\phi \cdot \cos(\theta + \alpha_1) - yC}{\sin(\gamma) \sin(\theta + \alpha_1 - \lambda)} \quad (2.105)$$

Рівняння верхньої поверхні заготовки  $z_1 = t$  після аналогічних перетворень та його розв'язання відносно координати  $\eta$  буде мати вигляд:

$$\frac{t}{\cos(\gamma)} = 0 \quad (2.106)$$

Додаткові розрахунки показали, що при надані обертання бічній поверхні, та при значеннях вхідних параметрів:  $\gamma = +20 \dots -20^0$ ,  $\lambda = +15 \dots -30^0$ ,  $r = 2 \dots 20$ ,  $\varepsilon = -50 \dots +50$  мм,  $S_z = 0,025 \dots 0,5$  мм/зуб,  $t = 0,05 \dots 2$  мм, вона залишає слід перетину з двома колами як показано на рис. 2.19. При цьому початковий контакт леза з бічною площиною відбувається в точці  $P3$ , з подальшим послідовним розповсюдженням місця контакту до положення сліду бічної площини в точці  $P2$  та далі в точці  $P1$ .

Рівняння кола, що приймає участь в різанні визначається як:

$$\eta = r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \quad (2.107)$$

та кола, що виникло, як слід від попереднього різку:

$$\eta = r - \sqrt{r^2 - \sigma^2 - 2 \cdot \sigma \cdot F - F^2} \quad (2.108)$$

$$\text{де } F = S_z \cdot \cos(\pi/2 + \alpha_1 + \theta)$$

Координати точки  $P1$  (рис. 2.3) визначаються з перетину рівняння сліду бічної площини 2.11, з рівнянням кола 2.107:

$$\sigma_{P1} = \frac{\sqrt{-t^2 + 2 \cdot t \cdot r \cos(\gamma)}}{\cos(\gamma)}, \quad \eta_{P1} = \frac{t}{\cos(\gamma)}. \quad (2.109)$$

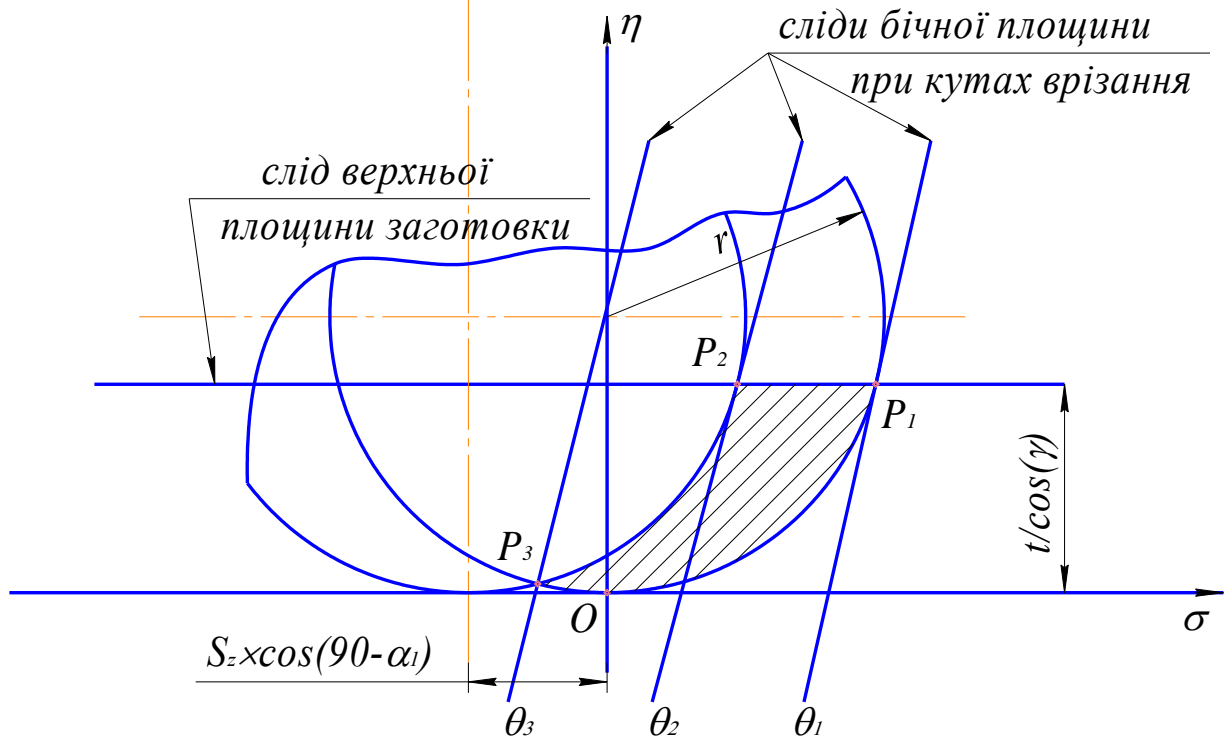


Рисунок 2.19 – Схема перетину передньої поверхні леза з бічною площиною заготовки

Координати точки  $P2$  (рис. 2.3) визначаються з перетину рівняння сліду бічної площини 2.105, з рівнянням кола 2.108:

$$\sigma_{P2} = \frac{-F \cdot \cos(\gamma) + \sqrt{-t^2 + 2 \cdot t \cdot r \cos(\gamma)}}{\cos(\gamma)}, \quad \eta_{P2} = \frac{t}{\cos(\gamma)}. \quad (2.110)$$

Координати точки  $P3$  (рис. 2.3) визначаються з перетину рівняння кіл 2.107 та 2.108:

$$\sigma_{P3} = -\frac{F}{2}, \quad \eta_{P3} = \frac{t}{\cos(\gamma)}. \quad (2.111)$$

Визначити поточне положення бічної площини, коли вона знаходиться між точками  $P1$ ,  $P2$ , та  $P3$  можливо визначивши значення кута врізання при яких площина займає таке проміжне положення. З рис. 2.3. видно, що таких особливих положень є два: 1 – між точками  $P3$  та  $P2$ ; 2 – між точками  $P2$  та  $P1$ .

Значення кута врізання  $\theta$  в таких особливих положеннях знаходимо шляхом розв'язання прирівняних між собою правих частин рівняння 2.107 з 2.105 для першого положення та 2.108 з 2.105 для другого положення відповідно.

$$\theta_{P2\_P1} = \arccos \left( \frac{(A \cdot yC + yC \cdot \sigma \cdot \cos(\lambda) + R_\phi yC + \sqrt{B})}{2 \cdot R_\phi A + 2 \cdot \sigma \cdot \cos(\lambda) R_\phi + R_\phi^2 + \eta^2 \sin^2(\gamma) + \sigma^2} \right) - \alpha_1, \quad (2.112)$$

де  $A = \eta \cdot \sin(\gamma) \cdot \sin(\lambda)$ ,

$$\begin{aligned}
B = & \eta^4 \sin^4(\gamma) + yC^2 \sigma^2 \cos^2(\lambda) + R_\phi^2 \sigma^2 \sin^2(\lambda) + R_\phi^2 \eta^2 \sin^2(\gamma) - yC^2 \eta^2 \sin^2(\gamma) - \\
& - A^2 \eta^2 \sin^2(\gamma) + \sigma^2 \eta^2 \sin^2(\gamma) + 2 \cdot A \cdot yC^2 \sigma \cdot \cos(\lambda) - 6 \cdot A^2 R_\phi \sigma \cdot \cos(\lambda) + \\
& + 2A \sin^2(\lambda) R_\phi \sigma^2 - 4 \cdot A \cdot R_\phi \sigma^2 \cos^2(\lambda) + 2\sigma \cos(\lambda) R_\phi \eta^2 \sin^2(\gamma) - 2 \cdot A \cdot R_\phi^2 \sigma \cdot \cos(\lambda) - \\
& - 2 \cdot A \cdot \eta^2 \sin^2(\gamma) \sigma \cdot \cos(\lambda) - 2 \cdot A \cdot \sigma^3 \cos(\lambda) + \sigma^4 \sin^2(\lambda) - yC^2 \cdot \sigma^2 + A^2 yC^2 + \\
& + 2A \cdot \eta^2 \sin^2(\gamma) R_\phi - 2A^3 R_\phi + 2\sigma^3 \cos(\lambda) R_\phi \sin^2(\lambda) - A^2 R_\phi^2.
\end{aligned}$$

$$\theta_{P3\_P2} = \arccos \left( \frac{(A \cdot yC + yC \cdot \sigma \cdot \cos(\lambda) + R_\phi yC - \sqrt{B})}{2 \cdot R_\phi A + 2 \cdot \sigma \cdot \cos(\lambda) R_\phi + R_\phi^2 + \eta^2 \sin^2(\gamma) + \sigma^2} \right) - \alpha_1 \quad (2.113)$$

Почергова підстановка рівнянь 2.109 та 2.110 в залежність 2.112 дозволяє виключити з цих залежностей координати  $\eta$  і  $\sigma$ , та отримати значення границь зміни кутів врізання  $\theta_1$  та  $\theta_2$  відповідно. Аналогічно, підстановкою рівнянь 2.111 в залежність 2.113 обчислюємо  $\theta_3$ .

Для відшукування поточної площі контакту передньої поверхні різального леза з заготовкою –  $S_i(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрез}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \theta)$  та повної площі –  $S_f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрез}}, S_z, n, t, \varepsilon, B)$  (2.5) необхідно розглянути проходження сліду бічної площини (2.105) між особливими проміжними положеннями (рис. 2.20), з подальшим віднаходженням відповідних точок перетину.

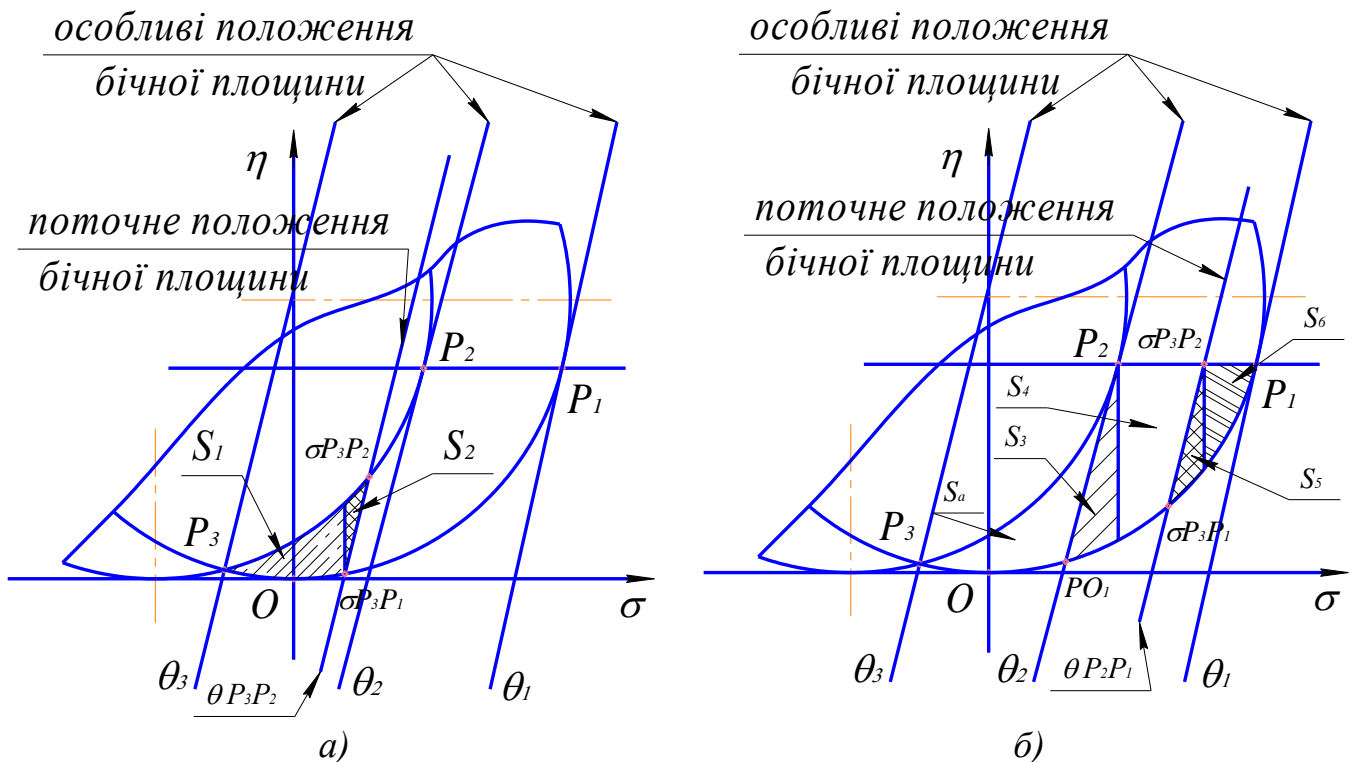


Рисунок 2.20 – Схема визначення поточної площі контакту в особливих положеннях бічної площини: між точками P3 та P2 (а), та між точками P2 та P1 (б)

Знаходження вказаних на рис. 2.20 площ проводимо за допомогою інтегрального числення, обраховуючи визначені інтеграли:

$$S_1 = \int_{\sigma P_3}^{\sigma P_3 P_1} \left( \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2 - 2 \cdot \sigma \cdot F - F^2} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.114)$$

$$S_2 = \int_{\sigma P_3 P_1}^{\sigma P_3 P_2} \left( \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2 - 2 \cdot \sigma \cdot F - F^2} \right) - \left( \frac{\sigma \cdot \cos(\theta + \alpha_1 - \lambda) + R_\phi \cdot \cos(\theta + \alpha_1) - yC}{\sin(\gamma) \sin(\theta + \alpha_1 - \lambda)} \right) \right) d\sigma \quad (2.115)$$

$$S_3 = \int_{\sigma PO_1}^{\sigma P_2} \left( \left( \frac{\sigma \cdot \cos(\theta + \alpha_1 - \lambda) + R_\phi \cdot \cos(\theta + \alpha_1) - yC}{\sin(\gamma) \sin(\theta + \alpha_1 - \lambda)} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.116)$$

при  $\theta = \theta_2$

$$S_4 = \int_{\sigma P_2}^{\sigma P_1} \left( \left( \frac{t}{\cos(\gamma)} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.117)$$

при  $\theta = \theta_1$

$$S_5 = \int_{\sigma P_3 P_1}^{\sigma P_3 P_2} \left( \left( \frac{\sigma \cdot \cos(\theta + \alpha_1 - \lambda) + R_\phi \cdot \cos(\theta + \alpha_1) - yC}{\sin(\gamma) \sin(\theta + \alpha_1 - \lambda)} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.118)$$

$$S_6 = \int_{\sigma P_2 P_1}^{\sigma P_1} \left( \left( \frac{t}{\cos(\gamma)} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.119)$$

$S_a = S_1 + S_2$ , за умови, що границі інтегрування в складових  $S_1$  та  $S_2$  будуть відповідно дорівнювати ( $\sigma P_3 \dots \sigma PO_1$ ) та ( $\sigma PO_1 \dots \sigma P_2$ ).

Вираз для визначення повної площі контакту –  $S_f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрезиву}}, S_z, n, t, \varepsilon, B)$  будемо знаходити як:

$$S_f = \int_{\sigma P_3}^{\sigma P_2} \left( \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2 - 2 \cdot \sigma \cdot F - F^2} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma + \int_{\sigma P_2}^{\sigma P_1} \left( \left( \frac{t}{\cos(\gamma)} \right) - \left( r - \sqrt{r^2 - \sigma^2} \right) \right) d\sigma \quad (2.120)$$

Для знаходження значень координати  $\sigma P_3 P_1$  прирівняємо праві частини рівнянь (2.13) та (2.11) з подальшим розв'язанням отриманого виразу відносно змінної  $\sigma$ .

Аналогічні перетворення для рівнянь (2.107) та (2.108) дозволяють визначити  $\sigma P_3 P_2$ , а для рівнянь (2.106) та (2.107) –  $\sigma P_2 P_1$ .

З рівняння 2.99 випливає, що закон навантаження Оріжучого леза, з врахуванням вищенаведених залежностей та особливих проміжних положень бічної площини заготовки буде дорівнювати:

$$f(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau) = \begin{cases} \frac{S_1 + S_2}{S_f} & \text{при } \theta_3 \leq \theta \leq \theta_2 \\ \frac{S_a + (S_3 + S_4) - (S_5 + S_6)}{S_f} & \text{при } \theta_2 \leq \theta \leq \theta_1 \end{cases} \quad (2.120)$$

Для порівняння між собою (2.96) та (2.98) приводимо їх до однієї змінної – вираховуємо поточний час  $\tau$  через кут врізання  $\theta$ . Оскільки в початковий момент початкова точка контакту відстоїть від бічної площини  $y=0$  (система координат заготовки) на величину  $y_0$ , то фізичним змістом кута  $\theta_3$  є обертання фрези до моменту зіткнення різальної пластини з заготовкою. Кут врізання  $\theta_1$  являє собою момент повного врізання пластини в заготовку. Звідси випливає, що повний час навантаження  $\tau_0$  приймає значення:

$$\tau_0 = \frac{(\theta_1 - \theta_3) \cdot 30}{\pi \cdot n} \quad (2.121)$$

З врахуванням особливих положень поточний час  $\tau$  буде дорівнювати:

$$\tau = \begin{cases} \frac{(\theta - \theta_3) \cdot 30}{\pi n} & , \text{ при } \theta_3 \leq \theta \leq \theta_1 \end{cases} \quad (2.122)$$

Підстановкою 2.121 в рівняння 2.115 отримуємо оптимальний закон навантаження динамічної системи за мінімумом коефіцієнту динамічності, виражений в параметрах фрези, заготовки, схеми установки та режимів обробки.

З врахуванням введених змінних залежність 2.98 прийме вигляд:

$$\Delta(\gamma, \lambda, r, D_{\text{фрези}}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau) \rightarrow \min \quad (2.123)$$

В такому вигляді дана задача є типовим представником задач відшукування оптимуму (мінімуму) розв'язання яких проводиться за допомогою диференціального числення. Для знаходження мінімуму виразу 2.123 складаємо систему рівнянь часткових похідних за параметрами які ми оптимізуємо та при розв'язанні результатом отримуємо значення шуканих параметрів. В нашому випадку дана система рівнянь буде мати вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \Delta}{\partial R_\phi} = f(\gamma, \lambda, r, \varepsilon, t, S_0, n, B); \\ \frac{\partial \Delta}{\partial \lambda} = f(R_\phi, \gamma, r, \varepsilon, t, S_0, n, B); \\ \dots \\ \frac{\partial \Delta}{\partial n} = f(R_\phi, \gamma, \lambda, r, \varepsilon, t, S_0, B). \end{cases} \quad (2.124)$$

У випадку розв'язання даної системи рівнянь чисельними методами проводиться розбиття ділянки між кутами  $\theta_3$  та  $\theta_1$  на  $m$  частин і в кожній дискретній точці ділянки вираховується квадрат різниці між оптимальним законом та законом навантаження реальної пружної системи який має місце при заданих вхідних параметрах.

На рис. 2.21 наведено приклад двох залежностей навантаження: оптимального для даного стану пружної системи; існуючого при певних режимах різання, характеристиках системи та геометрії інструменту.

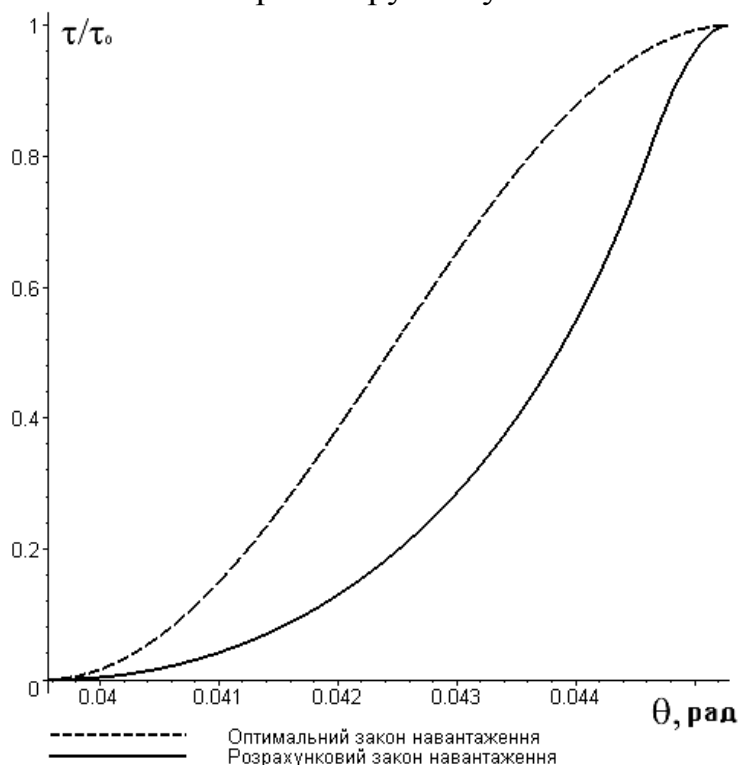


Рисунок 2.21 – Порівняння оптимального та розрахункового навантаження системи при обробці на верстаті 6P12 та параметрах:  $R_\phi = 140$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ,  $\lambda = -5^\circ$ ,  $S_z = 0,25$  мм/зуб,  $t = 1$  мм,  $r = 3,5$  мм,  $y_C = 60$  мм,  $n = 1600$  хв<sup>-1</sup>

Запропонована методологія дозволяє аналітичними та чисельними методами розраховувати оптимізовану геометрію різальної частини та параметрів торцевої фрези, режимів обробки та схеми обробки, на основі мінімізації силового перевантаження яке виникає при врізанні ножа в заготовку при відомих динамічних характеристика пружної системи (рис. 2.17).

При розв'язанні використовувались алгоритми лінійного програмування в програмному середовищі Delphi 7.0.

На рис. 2.22 представлено алгоритм використаний при складанні програми, який являє собою узагальнену методику розв'язку (рівняння 2.5 – 2.30).

З метою встановлення степені впливу вхідних параметрів моделі на інтенсивність зміни розрахункового характеру навантаження косокутного



безвершинного ножа торцевої фрези проведено ряд розрахунків за розробленою моделлю.



Рисунок 2.22 – Алгоритм розв’язання задачі оптимізації параметрів інструменту та режимів обробки за критерієм мінімуму коефіцієнту динамічності

Так встановлено, що найменш інтенсивний вплив на характер навантаження мають подача (рис. 2.23.а) та радіус при вершині ножа фрези (2.23.б), причому зі збільшенням подачі і зі зменшенням радіусу при вершині розрахунковий характер навантаження наближається до оптимального для даної пружної системи.

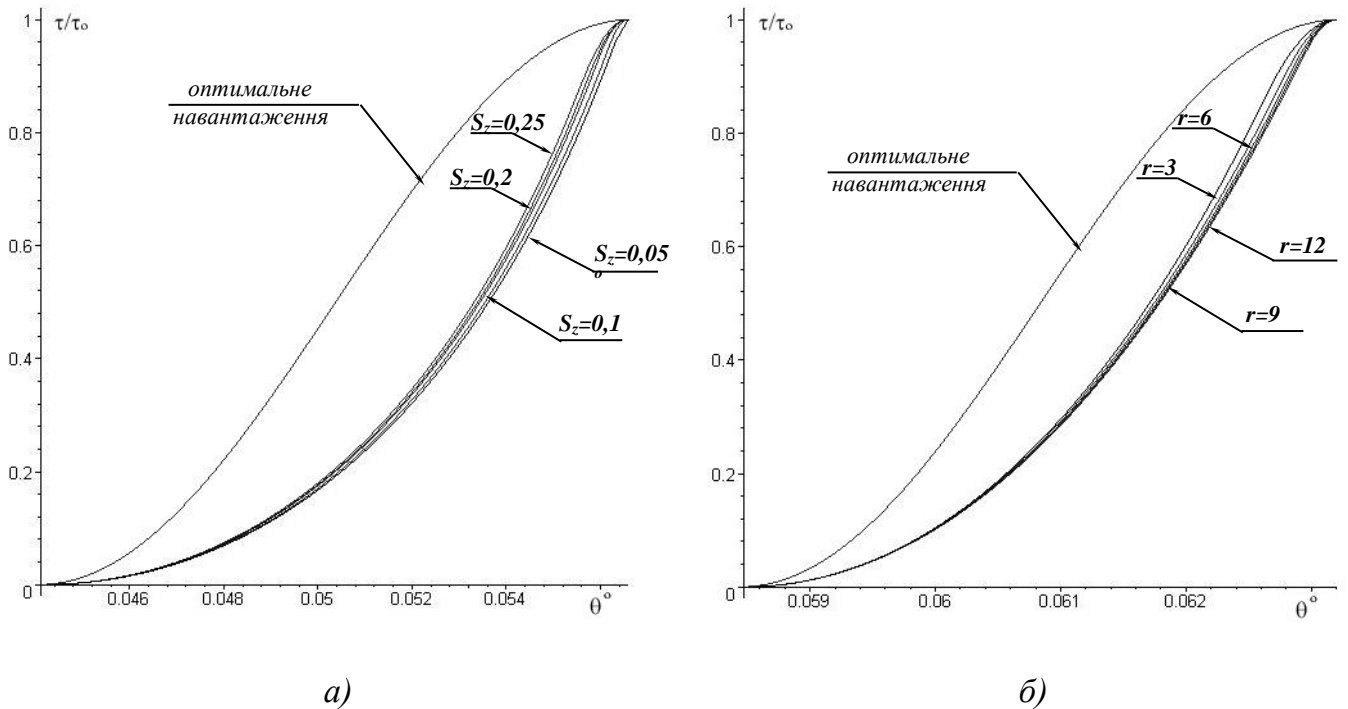


Рисунок 2.23 – Вплив подачі – (а) та радіусу при вершині ножа фрези – (б) на характер навантаження ножа

Встановлено, що зменшення глибини різання  $t$  призводить до інтенсивного монотонного лінійного наближення дійсного характеру навантаження до оптимального (2.2). Аналогічний вплив на характер навантаження має передній кут  $\gamma$ . Однак якщо у випадку зі зміною глибини різання наближення відбувається з однаковим кроком (рис. 2.24.а) то при зменшенні переднього кута наближення має спадаючий характер (рис. 2.24.б).

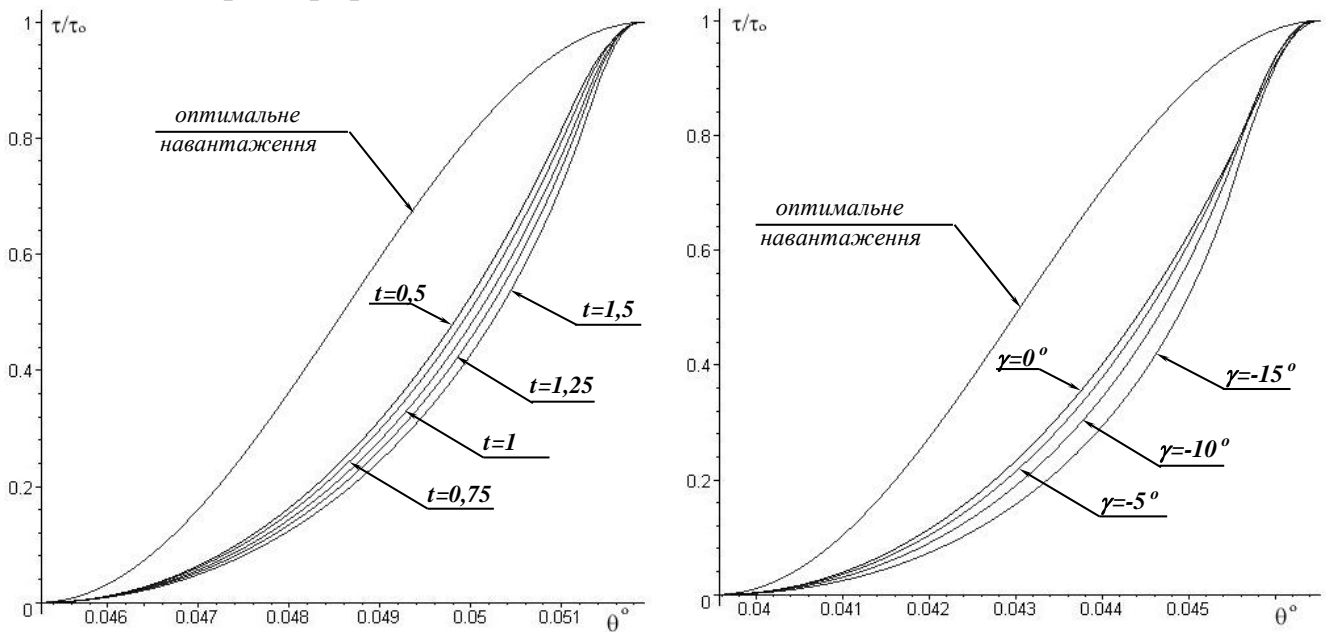


Рисунок 2.24 – Вплив глибини різання – (а) та переднього кута – (б) на характер навантаження ножа фрези

Аналіз впливу значення координати центру фрези (ексцентриситету) (рис. 2.25.а) і кута нахилу головної різальної кромки (рис. 2.25.б) показав, що зі зменшенням значень обох вхідних параметрів спостерігається наближення обох характеристик навантаження.

Зокрема визначено, що зі зміною значення кута нахилу головної різальної кромки спостерігається не тільки наближення обох характеристик навантаження (див. рис. 2.23.б) але й перерозподіл інтенсивності навантаження між ділянками I та II.

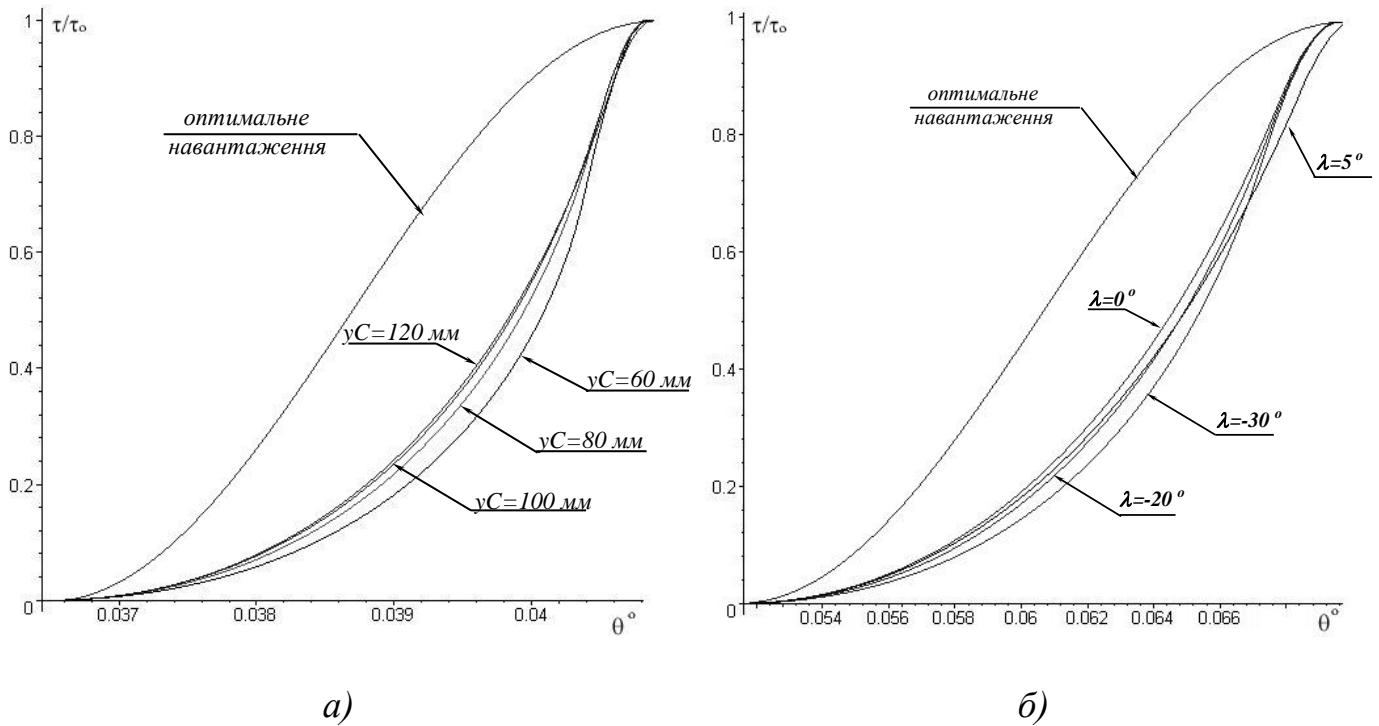


Рисунок 2.25 – Вплив координати центру фрези (ексцентриситету) – (а) та кута нахилу головної різальної кромки – (б) на характер навантаження ножа торцевої фрези

Таким чином можна вважати, що найбільш ефективним шляхом досягнення співпадання розрахункового та оптимального характеристик навантаження косокутного безвершинного ножа торцевої фрези є варіювання значень глибини різання, переднього кута, кута нахилу головної різальної кромки та значення ексцентриситету положення фрези відносно заготовки. Однак для проведення визначення раціональних параметрів геометрії ножа фрези, режимів і схеми обробки необхідним є додаткове експериментальне визначення реальних значень таких вхідних параметрів моделі, як: узагальнена маса  $m_i$ , узагальнена жорсткість  $C_i$  та узагальнений коефіцієнт демпфування  $\mu_i$  динамічної пружної коливальної системи.

### 2.3.2. Прогнозування сумарних значень сил різання при чорновому торцевому фрезеруванні спірально-ступінчастими фрезами

Одних із шляхів зменшення інтенсивності коливань при обробці, підвищення зносостійкості інструменту та покращення якості обробленої поверхні можливе за

рахунок зниження нерівномірності обробки при застосуванні спіральних ступінчастих торцевих фрез.

Існуючі моделі оцінки сумарних значень сил різання і нерівномірності фрезерування лише частково враховують такі явища, як наявність перехідних процесів в моменти врізання/виходу ножів фрези; перемінність перерізу по ширині заготовки; перемінна кількість ножів, які приймають участь в різанні; неоднаковості товщини і ширини шару, що зрізається, окремим ножом внаслідок торцевого та радіального биття ножів.

В зв'язку з появою нових методів та засобів математичного моделювання (MatLab, Maple, MathCAD та ін.) та апаратного отримання результатів (аналого-цифрові перетворювачі в поєднанні з ПЕОМ) з'явилась можливість враховувати більше факторів ніж кількість ножів, що приймають участь та розташування інструменту відносно заготовки при моделюванні роботи фрези.

Були поставлені наступні задачі, знаходження розв'язку яких дозволить віднайти найбільш раціональні конструкції торцевих фрез для чорнової обробки плоских поверхонь:

1. Провести аналіз кривих вищих порядків на можливість розташування за ними різальних елементів торцевих фрез.

2. Оцінити вплив перехідних процесів при торцевому фрезеруванні, конструктивних параметрів фрез, похибок виставлення, режимів обробки та використовуваних схем зняття припуску на нерівномірність обробки.

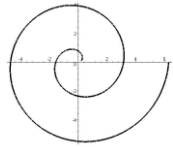
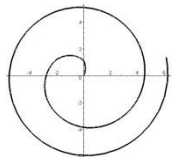
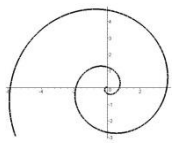
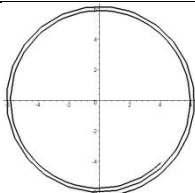
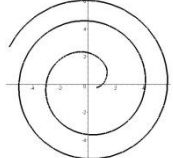
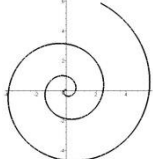
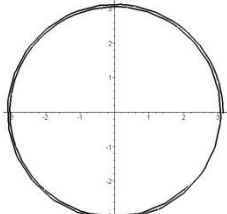
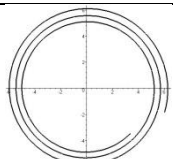
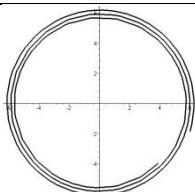
3. Створити комплексну модель для прогнозування сумарних значень складових сил різання при фрезеруванні інструментом зі спіралью-ступінчатою схемою різання, яка враховує вищезазначені явища.

Найбільшого розповсюдження знайшли спіралью-ступінчасті схеми різання де різальні елементи виставляються в певному порядку, який визначається рівнянням спіралі. Серед спіралей переважно використання мають логарифмічна спіраль та спіраль Архімеда [121, 112].

Аналіз кривих, використання яких є можливим для формування ступінчастих схем різання, показав, що умовами придатності кривої для розташування за нею ножів є: проходження спіралі через максимальну ( $R_{\max}$ ), мінімальну ( $R_{\min}$ ) та поточні ( $R_i$ ) радіальні відстані з зберіганням однакового радіального приросту  $\Delta R$ ; напрямком спіралі (за та проти годинникової стрілки); характер спіралі (згортання/розгортання) та кількість спіралей  $p$ , які необхідно розташувати на фрезі. Перша умова може бути записана наступним чином – на  $l_i$  витку спіраль повинна пройти через кутове положення  $\varphi_{\min} = f(R_{\min})$  та пройшовши через радіуси  $R_i$  повинна вийти на кутове положення  $\varphi_{\max} = f(R_{\max})$  різниця між якими складає  $\frac{2\pi}{p}$  або  $\varphi_{\max} - \varphi_{\min} = \frac{2\pi}{p}$ . Проведений аналіз всіх спіралей та кривих вищих порядків показав, що даним умовам при заданих параметрах  $p=1..4$ ,  $\Delta R=0,1..1$  мм та  $R_{\min}=50..200$  мм задовольняє цілий рід кривих таких як: параболічна,

логарифмічна, гіперболічна спіралі та інші. Повний перелік кривих які відповідають даним умовам та мають математичне описання наведений в табл. 2.1.

Таблиця 2.1 – Спіралі для реалізації ступінчастих схем різання

Назва кривої	Рівняння кривої	Примітки	Графік кривої
Спіраль Архімеда	$\rho = a\varphi$	$\Delta\varphi = const$	
Логарифмічна спіраль	$\rho = a^{\varphi}$		
Параболічна спіраль	$\rho = a\sqrt{\varphi} + l$	$l = var$	
Гіперболічна спіраль	$\rho = \frac{a}{\varphi}$		
Галілея спіраль	$\rho = a\varphi^2 - l$	$l = var$	
Ферма спіраль	$\rho = a\sqrt{\varphi}$		
Інвертована Галілея спіраль	$\rho = \frac{a}{\varphi^2}$		
Спіраль “жезл”	$\rho = \frac{a}{\sqrt{\varphi}}$		
Конхоїда гіперболічної спіралі	$\rho = \frac{a}{\varphi} + l$	$l = var$	

Наявність параметру  $l$  в параболічній спіралі, спіралі Галілея та конхоні гiперболічній спіралі дозволяє значно розширити спектр кривих придатних до використання в спіральній-ступінчастих схемах різання.

Для моделювання сумарних сил різання та аналізу рівномірності фрезерування з врахуванням динамічних явищ, що протікають в процесі обробки та характеристик точності, як один з варіантів використовувався прикладний пакет програм MatLAB, зокрема програма Simulink. Моделювання в Simulink потребує поблочного моделювання окремих процесів, що протікають та подальшого поєднання таких блоків в єдину модель.

Так для моделювання роботи багатозубої торцевої фрези складаємо підсистему, яка моделює роботу окремого ножа, як імпульсний скачок сили різання на відносно значення рівне одиниці, з накладанням на нього коливань, що виникають при ударному навантаженні та шумів, і через певний проміжок часу – час задіяння ножа в різанні, погашення даного імпульсу до нульового значення також з врахуванням диференційного рівняння розвантаження.

Складання диференційного при навантаженні рівняння результуючою силою різання не є можливим через те, що при коливаннях значень складових сил різання буде постійно змінюватись напрям дії вектора результуючої сили. В даному випадку використання декартової системи координат неможливо, через це необхідно проводити розклад руху тіла на вісі природного тригранника (трієдра).

Для складання диференціального рівняння руху тіла (ножа фрези) припустимо що пружні сили в технологічній системі (ТС) замінені сумарною пружною силою  $\bar{F}$ , що діє на приведену масу  $m_i$ . Жорсткість всіх елементів ТС представлена приведеною жорсткістю  $C_i$ . Вплив дисипативної складової представлено силою  $\bar{R}$ , а збуджуюча сила –  $\bar{P}$ . Тоді диференційне рівняння буде мати вигляд:

$$m_i \frac{d^2 i}{d\tau^2} = \bar{F}_i + \bar{R}_i + \bar{P}_i \quad (2.125)$$

де  $i$  - координата трієдра за якою складається диференційне рівняння.

Враховуючи, що дисипативна складова буде пропорційна першій степені швидкості руху точки можна визначити її значення як:

$$R_i = \mu_i \cdot \frac{di}{d\tau} \quad (2.126)$$

де  $\mu_i$  - приведений коефіцієнт демпфування.

Експериментально встановлено [121], що збуджуюча сила в процесі різання не досягає свого значення миттєво, а збільшується за певною залежністю. При врізанні однозубої торцевої фрези оснащеної НТМ збуджуюча сила на одному ножі визначається експоненціальною залежністю типу:

$$P_i = P_{i0} \cdot (1 - e^{-n_{i1} \cdot t}) \quad (2.127)$$

а при виході ножа з різання наступною залежністю:

$$P_i = P_{i0} \cdot e^{-n_{i2} \cdot t} \quad (2.128)$$

де  $n_{i1}$ ,  $n_{i2}$  – показники степені, що характеризують форму експоненціального закону,  $P_{i0}$  – значення сили при сталому різанні.

Враховуючи вищенаведені залежності диференціальне рівняння прийме наступний вид для моменту врізання інструменту:

$$m_i \frac{d^2 i}{d\tau^2} + \mu_i \cdot \frac{di}{d\tau} + C_i \cdot i = P_{i0} \cdot (1 - e^{-n_{i1} \cdot \tau}) \quad (2.130)$$

$i$  для моменту виходу інструменту з різання коли значення сили спадає з значення  $P_{i0}$  до нульового:

$$m_i \frac{d^2 i}{d\tau^2} + \mu_i \cdot \frac{di}{d\tau} + C_i \cdot i = P_{i0} \cdot e^{-n_{i2} \cdot \tau} \quad (2.131)$$

Розв'язком рівняння (2.131) буде наступна залежність, при чому значення постійних  $D_{i1}$  та  $D_{i2}$  будуть залежати від співвідношення між приведеною жорсткістю  $C_i$  та приведеним коефіцієнтом демпфування  $\mu_i$ .

$$i = D_{i2} \cdot e^{\left(\frac{(-\mu_i + \sqrt{\mu_i^2 - 4C_i m_i})\tau}{2m_i}\right)} + D_{i1} \cdot e^{\left(\frac{(\mu_i + \sqrt{\mu_i^2 - 4C_i m_i})\tau}{2m_i}\right)} + \frac{P_{i0} e^{-n_{i1} \tau} \left((-n_{i1} \mu_i + n_{i1}^2 m_i + C_i) e^{n_{i1} \tau} - C_i\right)}{C_i (-n_{i1} \mu_i + n_{i1}^2 m_i + C_i)} \quad (2.132)$$

Розв'язок рівняння (2.131) буде мати наступний вигляд:

$$i = D_{i2} \cdot e^{\left(\frac{(-\mu_i + \sqrt{\mu_i^2 - 4C_i m_i})\tau}{2m_i}\right)} + D_{i1} \cdot e^{\left(\frac{(\mu_i + \sqrt{\mu_i^2 - 4C_i m_i})\tau}{2m_i}\right)} + \frac{P_0 e^{-n_{i2} \tau}}{C_i - \mu_i n_{i2} + m_i n_{i2}^2} \quad (2.133)$$

Оскільки програма Matlab оперує з розв'язками диференціальних рівнянь через перетворення Лапласа то розв'язки рівнянь (2.132) і (2.133) після відповідних перетворень дорівнюють відповідно:

$$i = \frac{P_{i0} \left(\frac{1}{s} - \frac{1}{s + n_{i1}}\right)}{m_i s^2 + b_i s + C_i} \text{ та} \quad (2.134)$$

$$i = \frac{P}{m_i s^2 + b_i s + C_i} \quad (2.135)$$

Підсистема для завдання одиничного імпульсу сили різання яка враховує перехідний процес при врізанні та виході різального елемента та шуми, що виникають від інших джерел коливань представлена на рис. 2.26, а результати моделювання даної підсистеми на рис. 2.27.

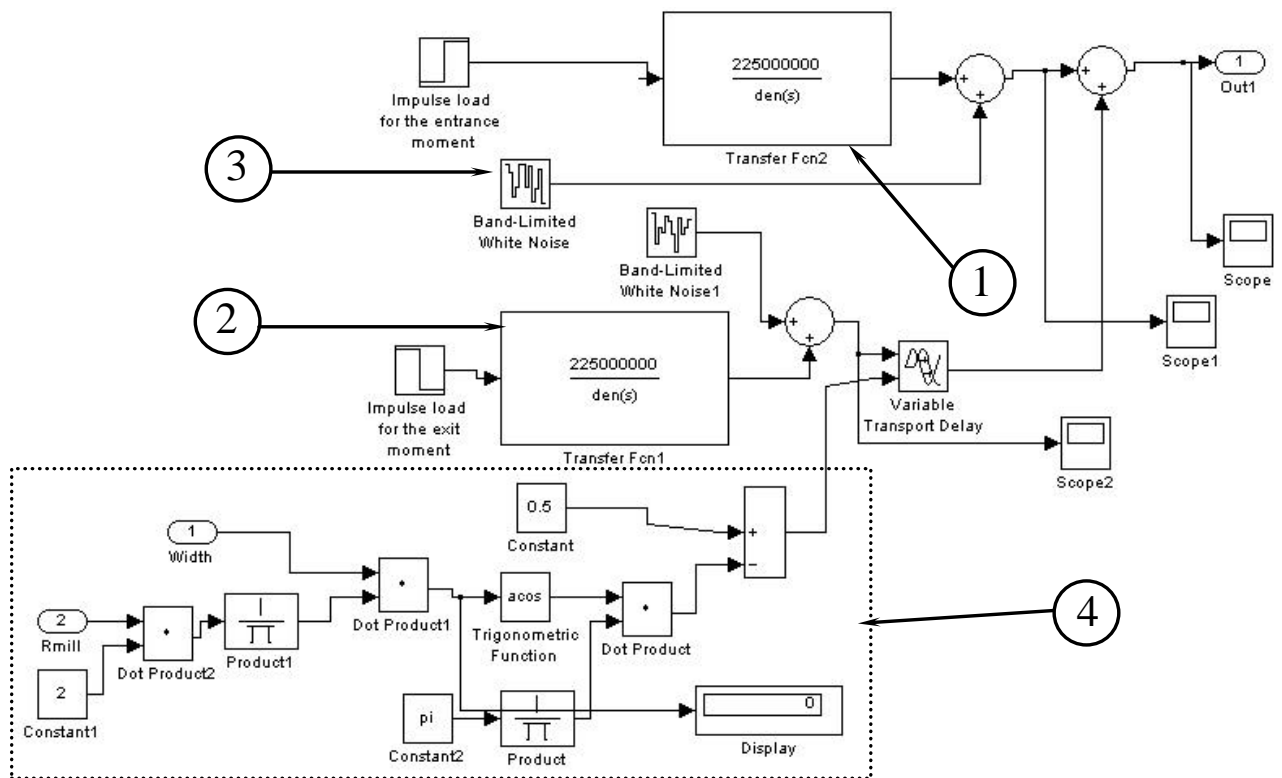


Рисунок 2.26 – Модель підсистеми для відображення одиничного імпульсу сили різання на одному ножі

де 1 - блок завдання перехідного процесу при врізанні різального елементу заданий у вигляді перетворення Лапласа згідно рівняння (2.134); 2 - блок завдання перехідного процесу при виході ножа торцевої фрези з різання заданий у вигляді перетворення Лапласа згідно рівняння (2.135); 3 - блок завдання білого шуму з обмеженим потужністю, яка згідно [121] для торцевого фрезерування на вертикально – фрезерних верстатах знаходиться в діапазоні  $1 \cdot 10^{-6} \dots 1 \cdot 10^{-7}$ ; 4 - блок для розрахунку часу різання при вхідних параметрах  $R_i$  та  $B$  - ширини фрезерування.

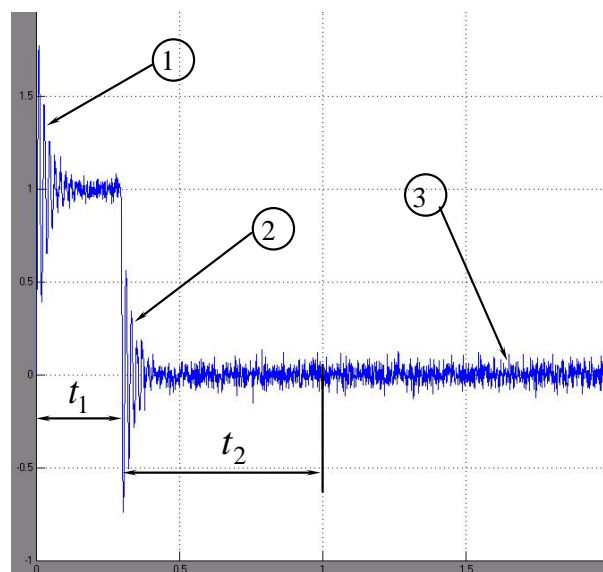


Рисунок 2.27 – Результат моделювання підсистеми одиничного імпульсу



Вираховується як частка від одного оберту  $2\pi$  за виразом

$$\theta = \frac{1}{2} - \frac{\arccos\left(\frac{B}{2R_i}\right)}{\pi}.$$

За результатами моделювання (рис. 2.27) підсистеми представленої на рис. 2.26 видно перехідні процеси при врізанні 1 і виході 2 інструменту з різання, білий шум 3 від інших джерел коливань, час різання  $t_1$  та холостий хід  $t_2$ .

Оскільки експериментальна перевірка адекватності моделі проводилась для торцевої фрези з кількістю ножів  $z=12$  з можливістю регулювання радіального, кутового та осьового положення ножів то за базову, при моделюванні, приймалась двоспіральна шестиступінчаста фреза з відповідними параметрами.

Розглянемо випадок коли в якості спіралі для розташування ножів використовувалась логарифмічна спіраль рівнянням якої є  $\rho = a^\varphi$  або  $R_i = \rho \cdot q^\varphi$ . Оскільки моделювання проводиться для двоспіральної фрези з 12 різальними ножами, то необхідною умовою для розташування ножів є проходження логарифмічної спіралі в певний момент через положення ножа на мінімальному радіусі  $R_{\min}$  і проходження через положення ножа на максимальному радіусі  $R_{\max}$  через 180 градусів. З цієї умови було визначено значення  $\rho$  та  $q$  які відповідно дорівнюють:

$$\rho = \frac{R_{\min}}{e^{\left(\frac{\varphi_{\min} \ln\left(\frac{R_{\max}}{R_{\min}}\right)}{\pi}\right)}} \quad \text{та} \quad q = e^{\left(2 \ln\left(\frac{R_{\max}}{R_{\min}}\right)\right)}$$

Тоді кутові значення розташування ножів за логарифмічною спіраллю будуть визначатися з рівняння:

$$R_{\min} e^{\left(\frac{\varphi_{\min} \ln\left(\frac{R_{\max}}{R_{\min}}\right)}{\pi}\right)} \cdot \left(\frac{R_{\max}^2}{R_{\min}^2}\right)^{\left(\frac{\varphi_i}{2\pi}\right)} - R_i = 0,$$

і будуть відповідно дорівнювати:

$$\varphi_i = \frac{2 \left( \ln\left(\frac{R_i}{R_{\min}}\right) \pi + \ln\left(\frac{R_{\max}}{R_{\min}}\right) \varphi_{\min} \right)}{\ln\left(\frac{R_{\max}^2}{R_{\min}^2}\right)} \quad (2.136)$$

Для реалізації даного рівняння була створена підсистема розрахунку кутових значень розташування різальних ножів яка представлена на рис. 2.28.

Підсистема (рис. 2.14) реалізує розрахунок поточних значень кутових положень різальних елементів розташованих на  $R_i$  радіусах як частку від одного

оберту торцевої фрези  $2\pi$ . Підсистема також враховує похибку кутового положення яка виникає внаслідок неточності установки ножів як в радіальному напрямку так і в кутовому.

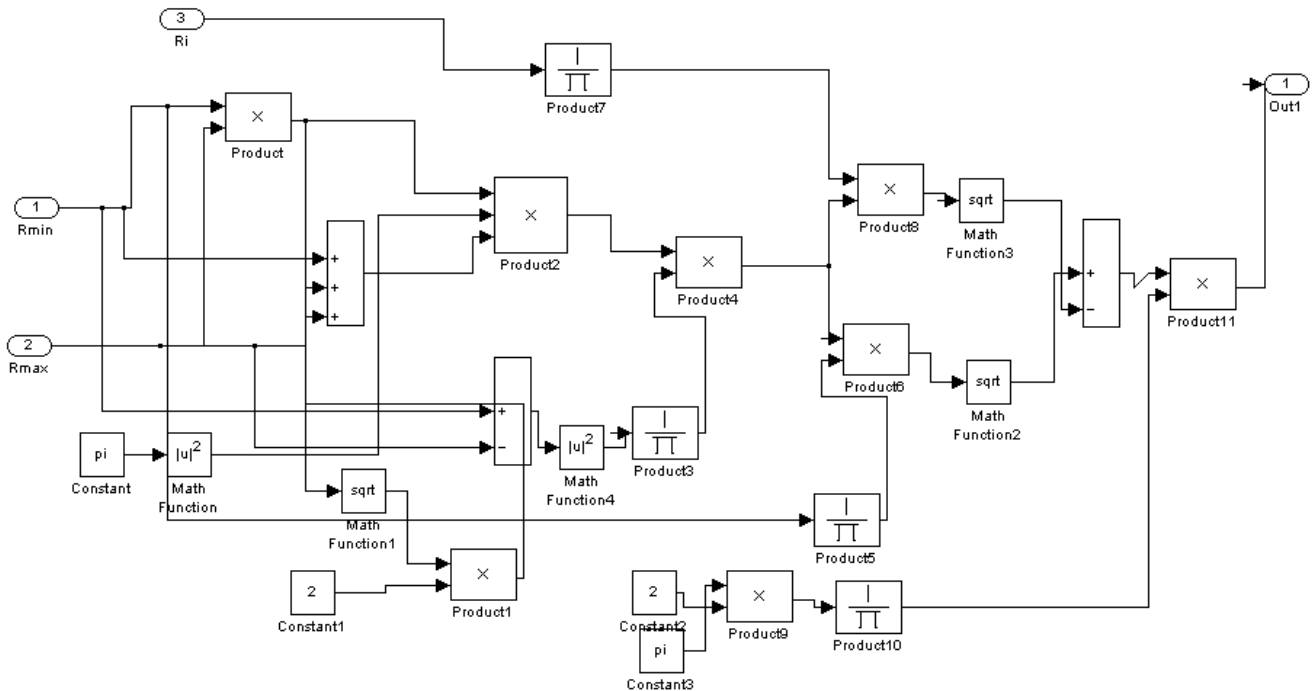


Рисунок 2.28 – Блок завдання кутових значень розташування різальних елементів на торцевій фрезі

Оскільки перша підсистема реалізує скачок сили на відносну величину рівну одиниці та розраховує рівняння руху різального елемента, то припускаючи, що навантаження (сила різання) на різальний елемент буде прямо-пропорційно зміні деформації пружної системи необхідним є збільшити відносно одиничне значення на величину сили різання, яке сягає значення  $P_{i0}$ . Відповідно була розроблена підсистема для розрахунку сили різання  $P_{i0}$  для її подальшого врахування в моделі для визначення сумарних значень сил різання. Дана підсистема представлена на рис. 2.29. Підсистема моделює середнє значення сили різання на окремому різальному елементі з врахуванням коливання значень подачі та глибини різання. Значення подачі на оберт  $S_{об}$  корегується до її точного значення відповідно до наступної

$$S_{об} = \frac{S_{xв}}{z' \cdot n} + (R_i - R_{i\text{corr}}) + \delta S_z$$

де  $z'$  - кількість різальних елементів на одній ступіні торцевої фрези,  $n$  - частота обертання шпинделя,  $S_{xв}$  - подача на хвилину,  $R_{i\text{corr}}$  - кореговане радіального положення різального елемента яке визначається після установки ножа в корпусі торцевої фрези,  $\delta S_z$  - поправка на величину подачі не зрізану попередньою ступінню. В даній підсистемі також враховано неточність установки різальних елементів в торцевому напрямку, що впливає на величину глибини різання на кожному окремому ножі і відповідно величину середньої сили різання.

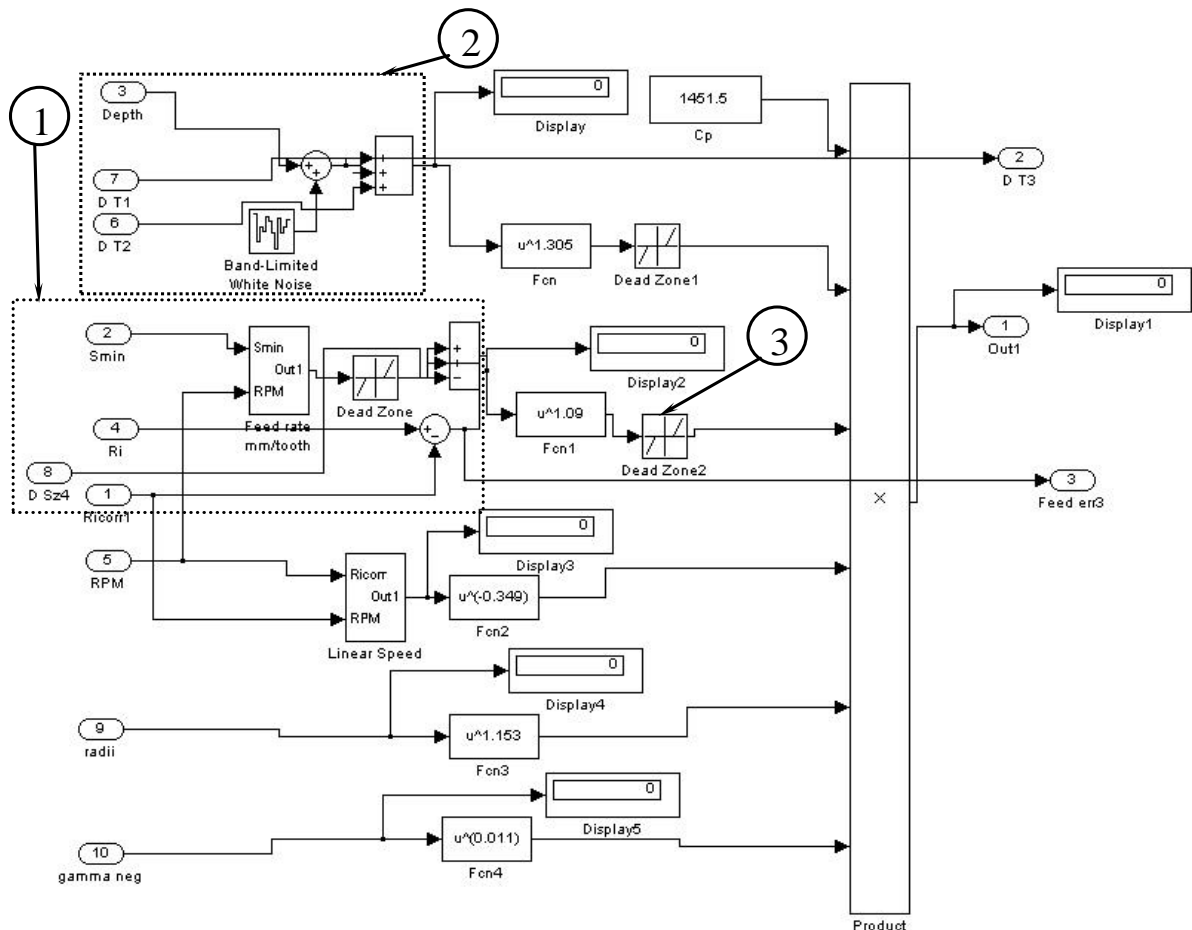


Рисунок 2.29 – Блок завдання середнього значення складової сили різання на одному ножі торцевої фрези

На рис. 2.29 1 – блок для розрахунку точного значення подачі, з врахуванням її похибки внаслідок неточності установки різальних елементів в радіальному напрямку; 2 – блок розрахунку корегованого значення глибини різання, який включає генератор випадкових чисел, який моделює неточність установки різальних елементів в торцевому напрямку та величину  $\delta t_i$ , що враховує значення припуску не зрізане попередньою ступінню; 3 – блок для завдання обмеження величини подачі, що обумовлено конструкцією торцевої фрези та похибками установки різальних елементів.

Дана модель розроблялась для випадку двоспиральної торцевої фрези, яка включає діаметрально протилежних шість пар ножів, що розташовані на однакових радіусах.

На рис. 2.30 показано підсистему, яка дозволяє визначати миттєві значення сил різання на діаметрально протилежних ножах. На рис. 2.30 1 – підсистема для відображення одиничного імпульсу сили різання на одному ножі ; 2 – блок розрахунку поправки  $\delta t_i$ , що враховує значення припуску не зрізане попередньою ступінню; 3 – блок завдання середнього значення складової сили різання на одному ножі торцевої фрези.

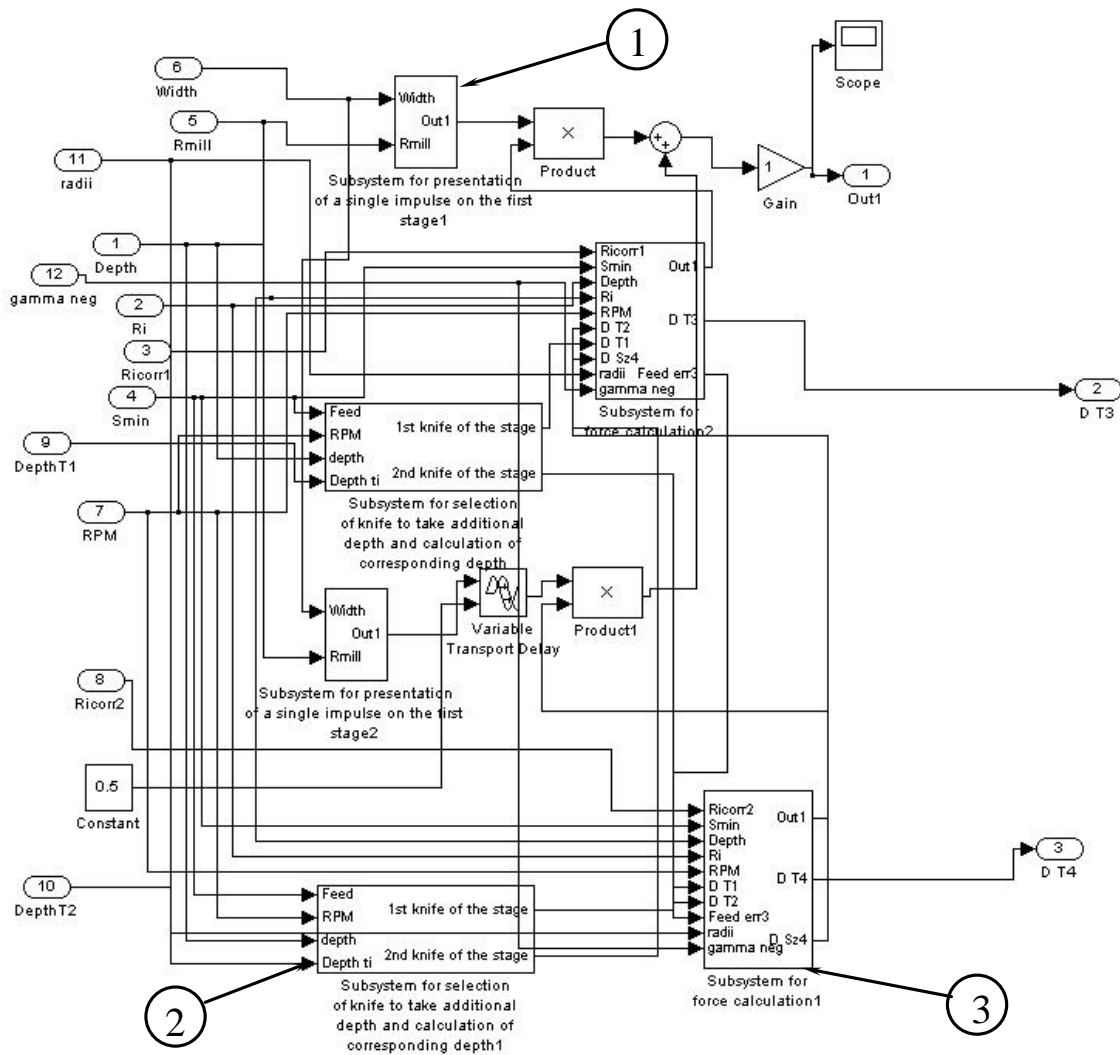


Рисунок 2.30 – Блок завдання миттєвої сили різання на різальних елементах розташованих на однакових радіусах

Величина  $\delta t_i$  визначається за результатами моделювання попередньої ступіні як різниця між глибиною виставленою на верстаті і дійсною її величиною  $\delta t_i = t - t_{corr}$ .

На рис. 2.31 представлено підсистему для обрахунку величини  $\delta t_i$  і визначення номера різального елемента на який припадає даний додатковий припуск.

З блоків представлених на рис. 2.31, а також з блоків для розрахунку кутових положень різальних елементів складалася загальна модель для визначення сумарних значень сил різання (рис. 2.32).

Вхідними параметрами в кінцеву модель, яка включає всі підсистеми є: глибина різання –  $t$ , мм; подача –  $S_{xв}$ , мм/хв; частота обертання шпинделя верстата –  $n$ , об/хв; ширина заготовки –  $B$ ; радіальні значення розташування ножів фрези –  $R_i$  та їх кореговані значення, які визначалися після встановлення ножів в корпусі фрези –  $R_{icorr}$ .

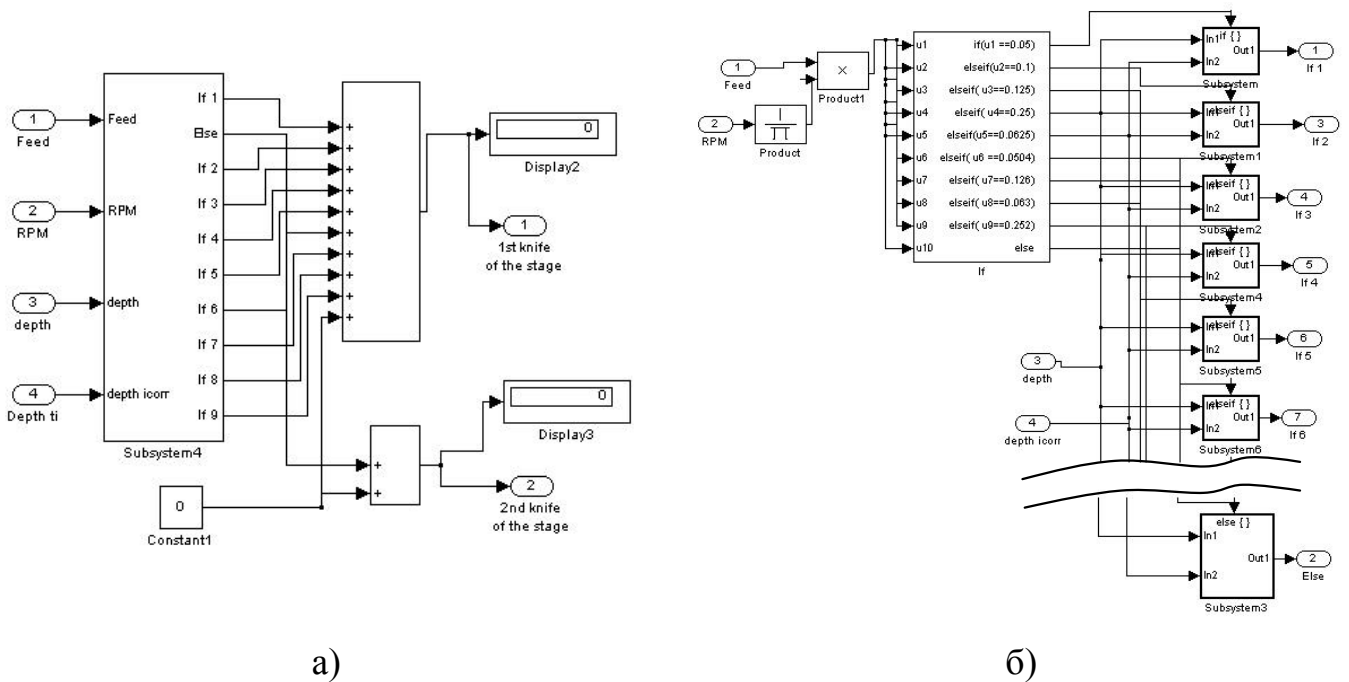


Рисунок 2.31 – Блок для обчислення поправки  $\delta t_i$ , що враховує значення припуску не зрізане попередньою ступінню (а), та підсистема визначення на яку ступінь припадає величина  $\delta t_i$ . (б)

Використання в даній моделі значень  $R_{icorr}$  дозволяє з більшою точністю визначати величини подачі, оскільки як відомо похибки виставлення ножів в радіальному напрямку призводять до недовантаження окремих ножів і перевантаження інших. Дана модель враховує, що при коливаннях радіусів на яких розташовані ножі будуть виникати різні за величиною сили різання на кожному з окремих ножів.

Дана модель також враховує, що при зменшенні радіусу розташування ножів на спіралі буде спостерігатися зменшення лінійна швидкість різання при однаковій кутовій швидкості обертання фрези і значення складових сил різання відповідно.

На рис. 2.32 1 – блок завдання глибини різання; 2 – блок завдання подачі на хвилину; 3 – блок радіусу різальної частини; 4 – блок завдання переднього кута різального елемента фрези; 5 – блок завдання кутової швидкості обертання торцевої фрези; 6 – блок завдання корегованих значень радіальних положень різальних елементів торцевої фрези; 7 – блок завдання конструктивно заданих радіальних положень різальних елементів; 8 – завдання ширини заготовки; 9 – блок завдання миттєвої сили різання на різальних елементах розташованих на однакових радіусах (рис. 2.31); 10 – блок завдання кутових значень розташування різальних елементів на торцевій фрезі (рис.2.12); 11 – підсистема для створення циклічності моделювання; 12 – блок для видачі результатів моделювання в табличному вигляді та для інтеграції з іншими програмними продуктами.

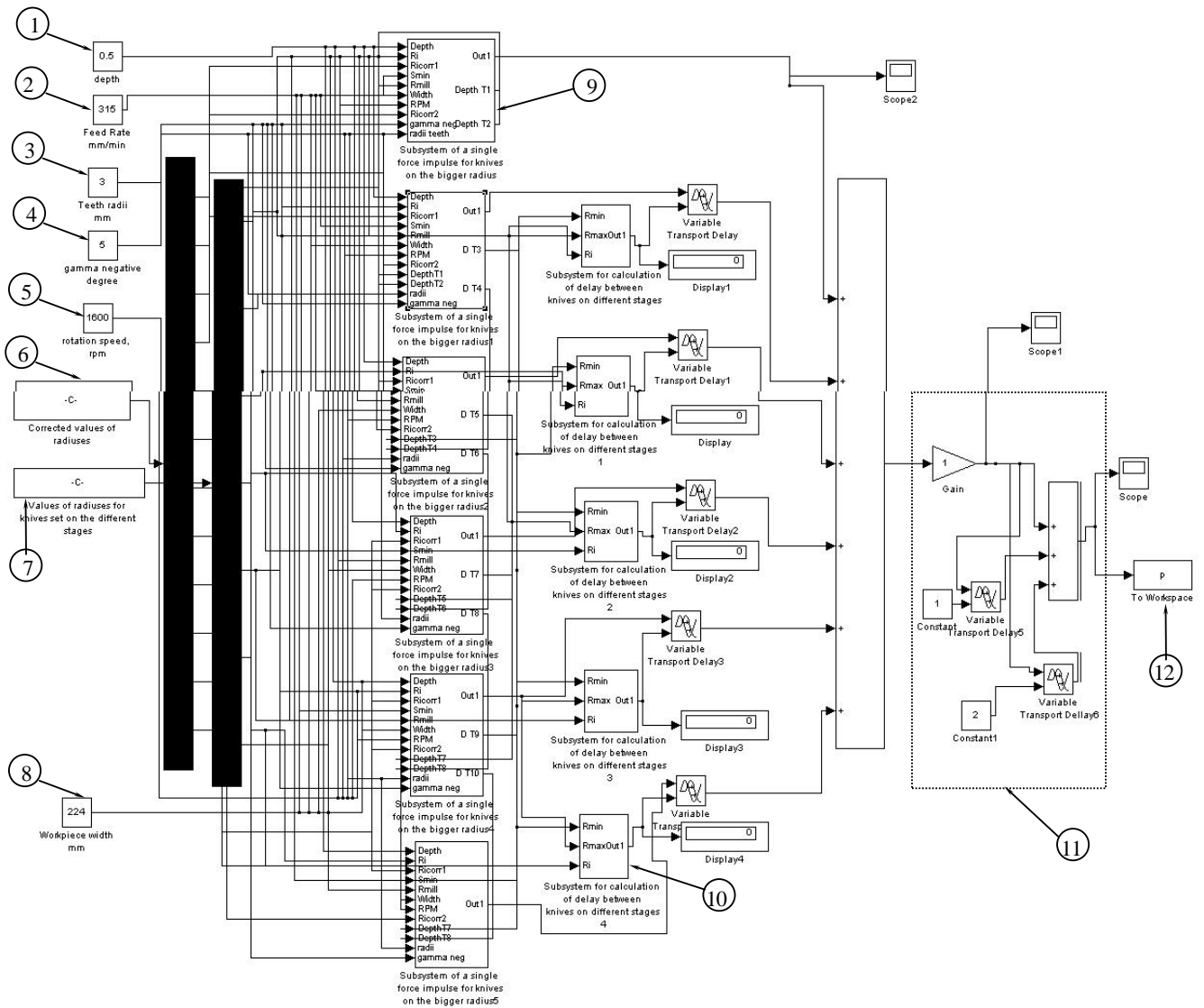


Рисунок 2.32 – Загальна модель для визначення сумарних значень сил різання

Загальна модель призначена для моделювання сил різання при торцевому фрезеруванні інструментом оснащеним надтвердими матеріалами.

Дана модель дозволяє отримувати результати як в графічному вигляді (спектри сил різання) так і в числовому вигляді.

Рис. 2.33 відображає кінцеві результати моделювання складової сили різання  $P_z$  для випадку розташування ножів за логарифмічною спіраллю.

З аналізу результатів моделювання сумарної сили різання при торцевому фрезеруванні спіралью-ступінчастими фрезами випливає, що зі збільшенням відношення  $B/D$  зменшується амплітуда коливань (рис. 2.34) внаслідок участі в різанні більшої кількості ножів і відповідно зменшення частки впливу входу/виходу окремого ножа і збільшення сумарного значення сили з тієї ж причини.

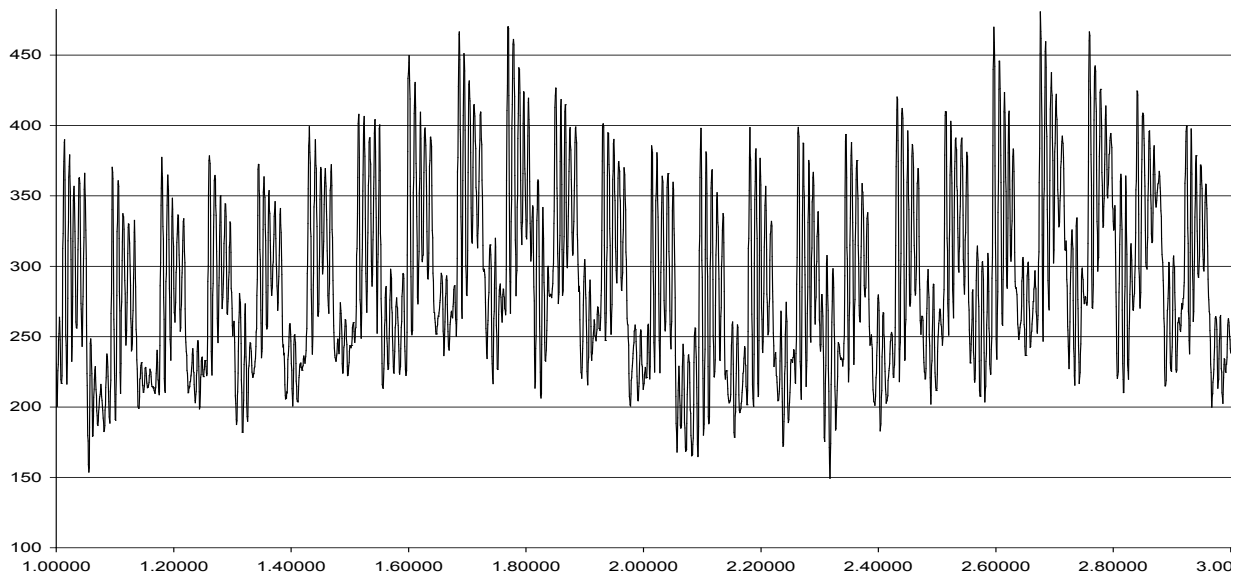


Рисунок 2.33 – Змодельований спектр колової сили різання для торцевої фрези з ножами розташованими за логарифмічною спіраллю

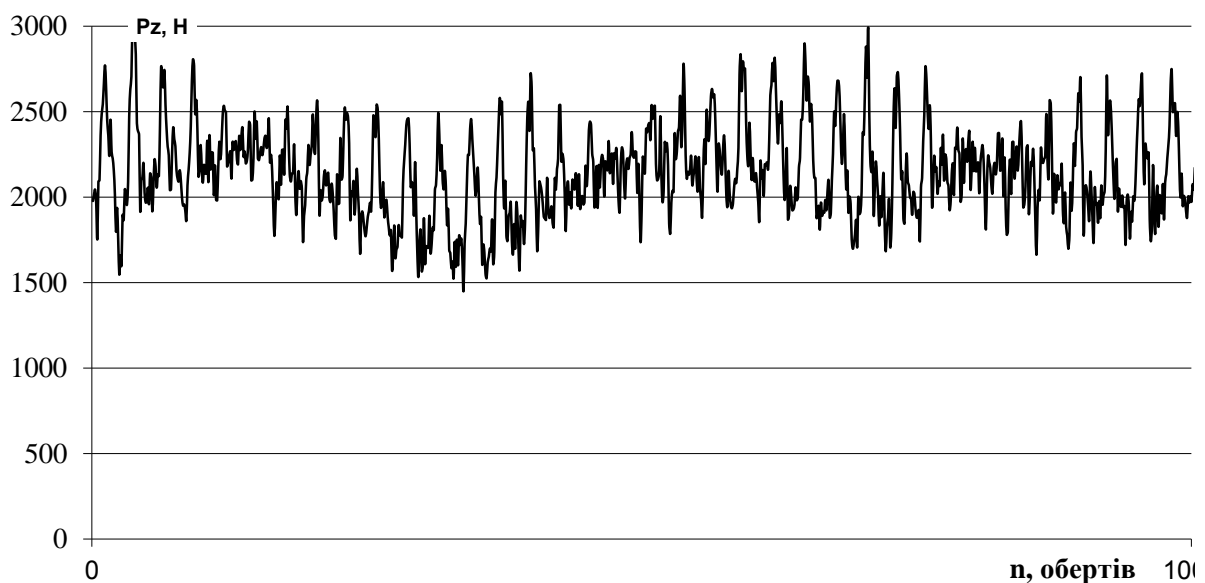
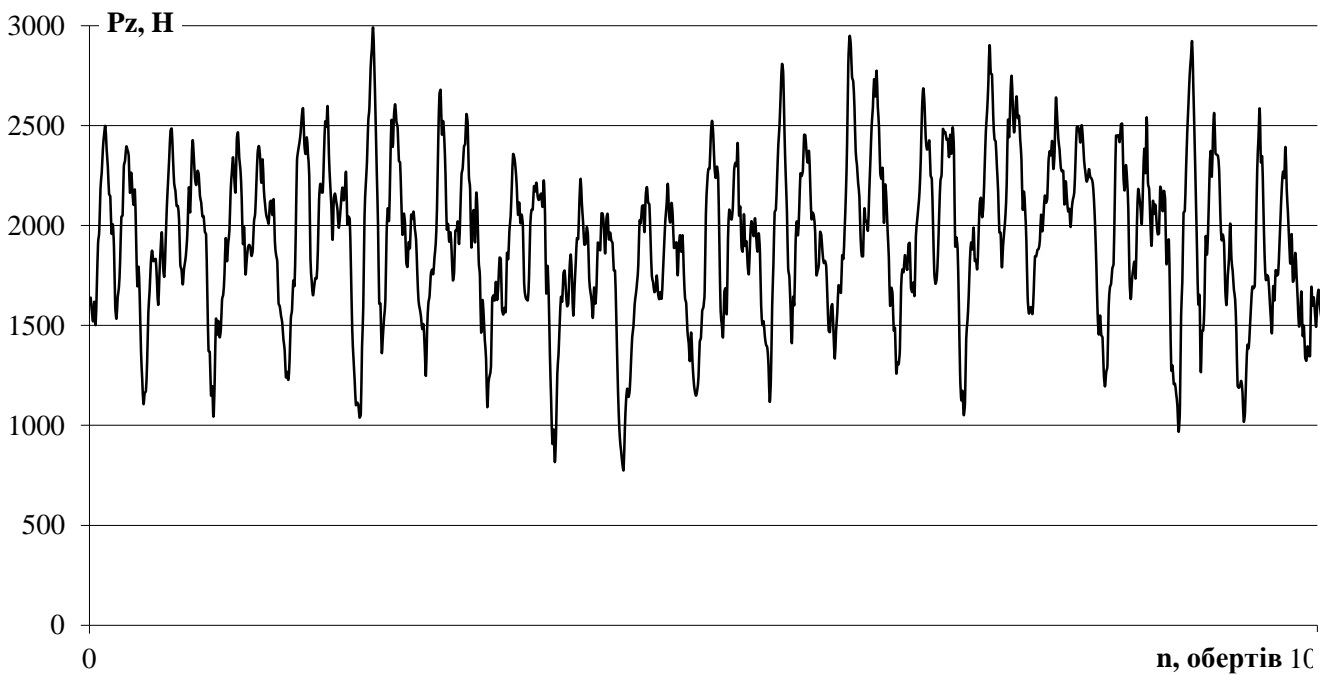
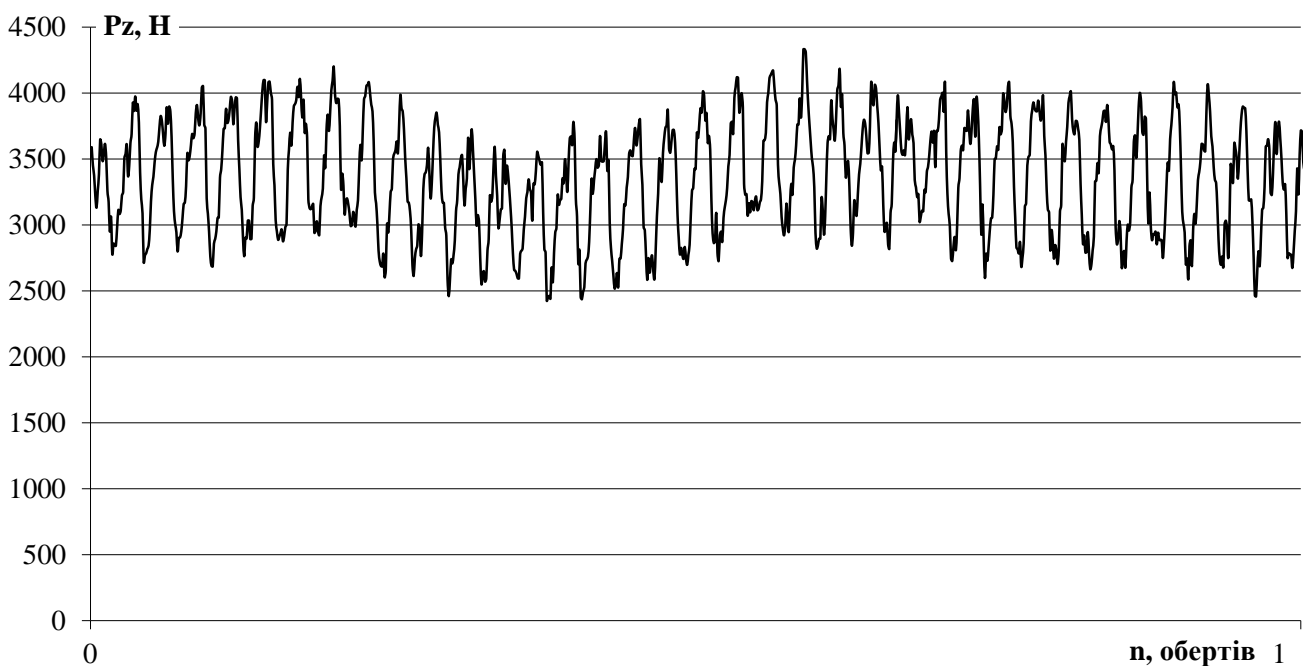


Рисунок 2.34 – Спектр складової  $P_z$  для розташування ножів за гіперболічною спіраллю при  $B/D=0,4$

Аналогічне явище спостерігається і при збільшенні кількості ножів у фрезі при одночасному збільшенні діаметру. Так при аналізі результатів моделювання роботи фрези  $\varnothing 200$  мм з кількістю ножів  $z=36$  (рис. 2.35.а) та фрези  $\varnothing 125$  мм з кількістю ножів  $z=18$  (рис. 2.35.б) зі спектрів складової  $P_z$  сили різання, що наявною є більша відносна амплітуда коливань сили, що обумовлено неоднаковою ступінню впливу врізання/виходу одного ножа в загальній частці ножів, що приймають участь в різанні.



a)



б)

Рисунок 2.35 – Спектр складової  $P_z$  для розташування ножів за гіперболічною спіраллю ( $B/D=0,6$ ) при  $D=125$  мм,  $z=16$  (а) і  $D=200$  мм,  $z=36$  (б)

Дана модель дозволяє проводити аналіз раціональності схем різання та різних конструкцій торцевих фрез з метою покращення зносостійкості інструменту, підвищення якості оброблених поверхонь та підвищення ефективності процесу обробки за рахунок зменшення впливу явища нерівномірності торцевого багатоножового фрезерування.



## **2.4. Обґрунтування та технологічне забезпечення об'єднання чорнової та чистової обробок плоских поверхонь деталей торцевим лезовим інструментом**

Високі вимоги до поверхонь деталей за технологічними регламентами передбачають чорнову і далі чистові обробки. Чорнова обробка створює необхідний однаковий припуск для проведення чистових операцій. Деякі точні і відповідальні поверхні вимагають проведення декількох чистових операцій, а також створення на них відповідного регулярного мікрорельєфу. Така побудова послідовності обробки вимагає значних витрат часу, енергоресурсів, відповідного обладнання, кваліфікованого персоналу тощо.

Аналіз літературних джерел, пов'язаних із вирішенням проблеми суміщення чорнових і чистових операцій [4, 122, 123], виявив незначну кількість підходів до вирішення цієї актуальної проблеми в машинобудуванні.

Так, у роботі [4] пропонується особливу увагу приділити інструменту, тобто його конструктивному виконанню. У разі, якщо суміщення чорнових і чистових операцій здійснюється за рахунок цілих частин одного різального інструмента, які одна за одною (свердло-зенкер, зенкер-протяжка тощо) беруть участь у різанні, завершуючи процес обробки за один повний цикл, то його названо послідовним. Якщо чорнові та чистові різальні елементи інструмента беруть участь у роботі почергово, здійснюючи при цьому певний цикл, що обов'язково повторюється весь час до повного завершення операції, то таке суміщення названо паралельним.

Прикладом паралельного суміщення чорнової обробки з чистовою є обробка плоских поверхонь деталей торцевими фрезами з зачисним зубом, що розташований на меншій відстані від осі обертання порівняно з чорновими, але з більшим відносно них осьовим вильотом.

Основні принципи поділу обробки деталей на чорнові та чистові операції:

1. Видалення основної частини припуску на чорнових операціях супроводжується значним виділенням тепла та нагрівом заготовки. Під час наступної чистової операції, де виділяється значно менше тепла, цей вплив на розміри деталі незначний.

2. У разі видалення значних припусків і литєвих корок відбувається видалення найбільш напружених поверхневих шарів вихідних заготовок, що призводить до перерозподілу внутрішніх напружень та може викликати жолоблення заготовки після її обробки. Чистова операція дозволяє ліквідувати (або мінімізувати) цю похибку та отримати точні деталі.

3. Через значне поле розсіювання розмірів заготовок, коливань їх твердості, податливість технологічної системи, пружні відтискання її елементів під час видалення нерівномірного та значного припуску виникають різні сили різання, які впливають на точність обробки не тільки через їх нестабільність, але й через їх розмір. Під час чистової обробки ці впливи мінімальні.

4. Під час чорнової обробки заготовки створюється відносно невеликий і стабільний припуск на чистову обробку.

5. Виконання чистової обробки на спеціально закріпленому більш точному

обладнанні інструментом з надтвердих матеріалів з мінімальними припусками забезпечує виготовлення деталей високої точності та якості оброблених поверхонь [6].

Поділ операцій на чорнові та чистові (фінішні) створює умови для покращення культури виробництва, дає змогу продовжити термін служби верстатів на фінішних операціях тощо.

Оброблюючі центри для виготовлення деталей типу тіл обертання та площинних типу корпусів, а також верстатів з паралельними структурами (гексаподи, біподи, триподи, пентаподи, гексаглайди) та інші передбачують максимально можливу концентрацію операцій на одному верстаті з мінімальною кількістю переустановок заготовок. Це підвищує точність виготовлення деталей і мінімізує кількість транспортних операцій, спрощується організація виробництва. Багатосупортні верстати забезпечують одночасну багатоінструментальну обробку, що значно скорочує процес виготовлення деталей. Значно підвищена жорсткість верстатів ( $>40$  Н/мкм). Прогрес у розробці і дослідженнях інструментальних матеріалів надав можливість застосовувати швидкісне різання матеріалів, у тому числі загартованих до HRC50 і більше.

Оптимізація розташування різальних елементів виконана в роботах [124, 125], у тому числі для видалення значних припусків.

Для вирішення проблем суміщення необхідно:

1. Забезпечити жорсткість технологічної обробної системи до таких значень, коли зміна сил різання викликала б незначні (в межах поля допуску) пружні деформації, що, безумовно, викликає збільшення матеріалоемності та складності конструкції верстатів.

2. Застосовуючи ступінчастий спосіб видалення припуску, поділити його на такі частини, які б не викликали значної зміни складової  $P_y$  сили різання.

3. Запровадити адаптивне управління процесом обробки із застосуванням чутливих пристроїв до зміни сил різання та пружної деформації технологічної обробної системи.

4. Здійснюючи суміщення, не допускати збігу в часі чорнового з чистовим різанням.

5. Мінімізувати під час чорнового видалення припуску (бажано і під час чистового) радіальну складову  $P_y$  сили різання (спосіб урівноваження).

Спосіб обробки з кінематично перетвореною з колової на прямолінійну перпендикулярну до вектора подач траєкторією рухів різальних елементів (патент України на винахід №83071) забезпечує використання в процесі різання кожного ножа окремо, тобто чистовий (останній за один цикл-оберт інструмента) прохід відбувається без впливів інших. Для глибини різання чистовим різальним елементом 0,5 мм максимальний припуск може становити 3,5...4 мм.

Спосіб урівноваження радіальної складової  $P_y$  сили різання виконанням головного кута в плані  $\varphi$  більше  $90^\circ$  як для деталей типу тіл обертання, так і площинних [124] був розроблений для обробки нежорстких заготовок (патент України на винахід № 93641).

Головний кут у плані  $\varphi$  визначається з урахуванням кута сходу стружки, який при кутах  $\gamma = 0^\circ$  і  $\lambda = 0^\circ$  визначається за залежністю [125]:

$$\eta = \arctg \left\{ \frac{0,5 \cdot r \cdot \sin \varphi \left\{ 1 - \cos \left( \frac{S}{2r} \right) \right\}}{t + r \cdot (\cos \varphi + 0,5 \sin \varphi - 1) + 0,5 \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \sin \varphi} \right\};$$

де  $r$  – радіус при вершині ножа;  $S$  – подача на оберт;  $\varphi$  – головний кут в плані;  $t$  – глибина різання.

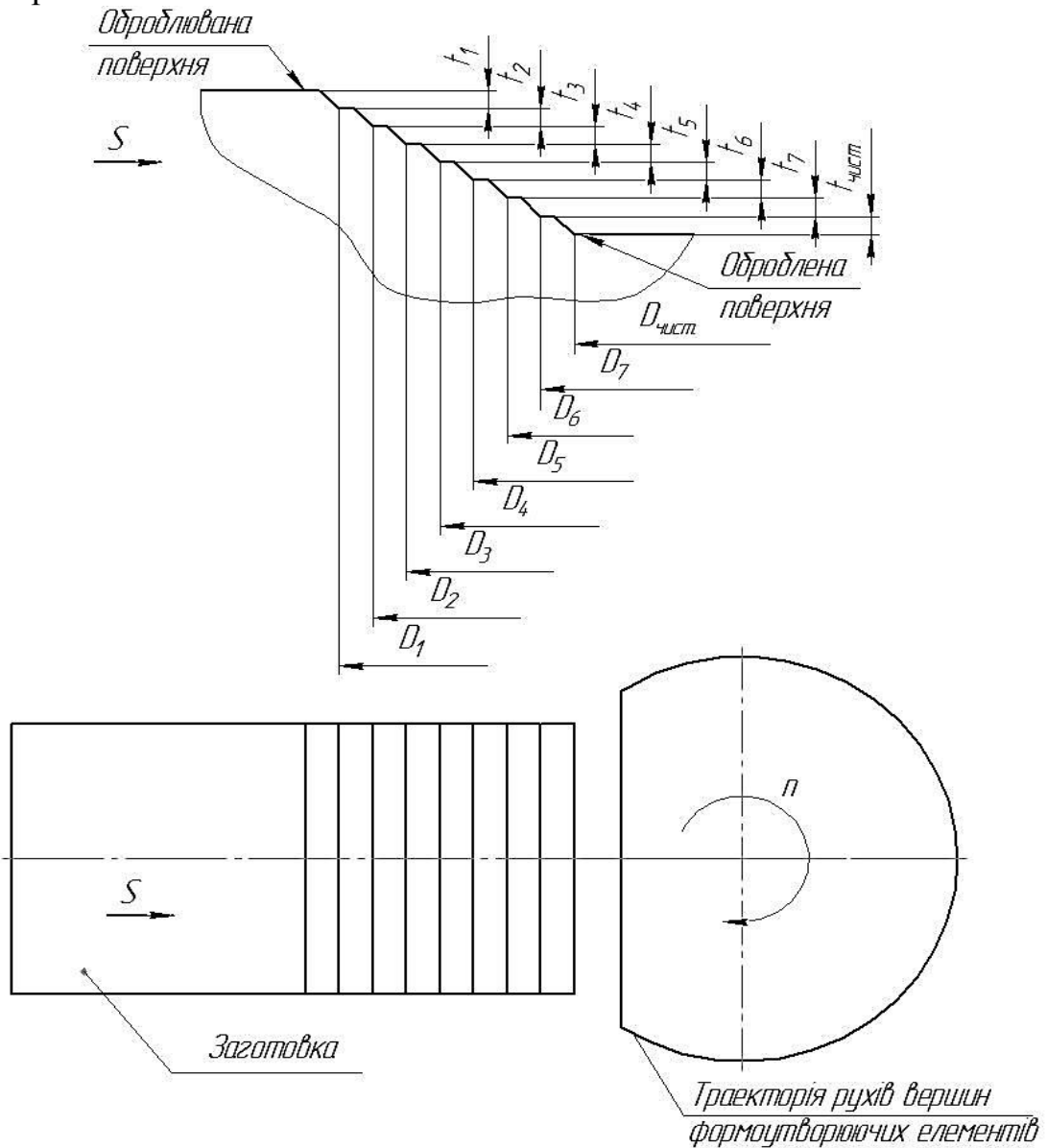


Рисунок 2.36 – Схеми видалення припуску за кінематичного перетворення рухів різальних елементів та ступінчастого різання

На рис. 2.37 зображена схема утворення складової сили різання  $P_{y1}$ , що урівноважує складову силу  $P_y$  сили різання в процесі точіння. На рис. 2.38 зображена схема утворення урівноваження складової  $P_y$  сили різання в процесі торцевого фрезерування з кутом  $\varphi > 90^\circ$ .

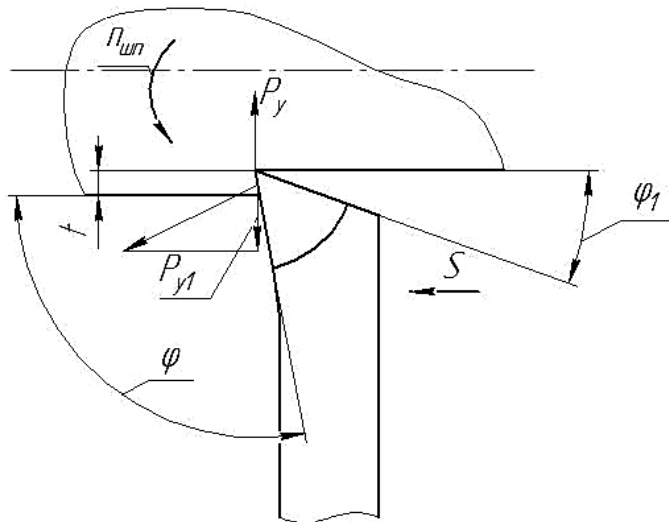


Рисунок 2.37 – Схема урівноваження складової  $P_y$  сили різання в процесі токарної обробки:  $\varphi$  – головний кут у плані;  $\varphi_1$  – допоміжний кут у плані;  $t$  – глибина різання

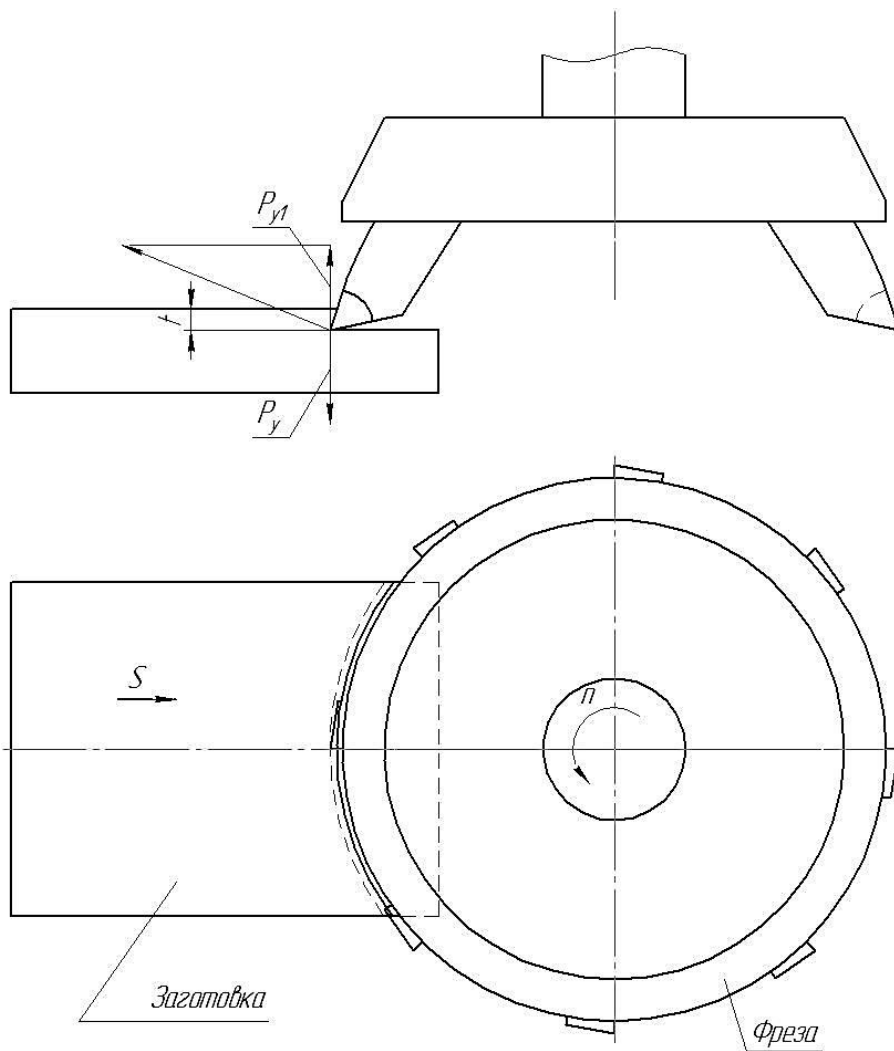


Рисунок 2.38 – Схема видалення припуску у процесі торцевого фрезерування з урівноваженням складової  $P_y$  сили різання

Інтенсивне зношування інструмента і підвищена температура не спостерігались, а вібрації, порівняно з обробкою різцями з кутом  $\varphi = 45^\circ$ , були вдвічі нижчими. Ці результати дають можливість розширити використання зазначеного способу для будь-яких видів обробки лезовим інструментом, у тому числі для суміщення чорнкової обробки з чистовою.

Детальний аналіз процесів обробки плоских поверхонь деталей дозволяє визначити напрямки впровадження суміщення чорнкової (попередньої) та чистової операцій: поділ припуску за товщиною його видалення таким чином, щоб забезпечити, не змінюючи режимів різання, чистову обробку поверхонь; урівноваження складової сили різання, перпендикулярної до обробленої поверхні.

## **2.5. Дослідження впливу нерівномірності руху подачі на шорсткість поверхонь деталей, оброблених лезовим інструментом**

Інженерія поверхонь в процесі обробки передбачає надання їм певних властивостей, пов'язаних з експлуатаційними характеристиками виробів, в яких буде встановлена деталь. При забезпеченні точності взаємного розташування поверхонь деталей, не можна не враховувати параметри їх стану, а саме: хвилястість, шорсткість, твердість, залишкові напруги і структуру поверхневого шару, які надають істотні вплив на експлуатаційні характеристики виробів.

У лабораторіях ЖДТУ проведені дослідження нерівномірності руху робочих органів верстатів мод. 16К20, 6Р12 і 6Р81Г на холостому ході за допомогою п'єзоелектричного вібродатчика ДН-3.

Для зчитування і обробки даних використовували аналого-цифровий перетворювач (АЦП) Е20-10 фірми L-CARD. Фотографія стенду для проведення експериментів показана на рис.2.39 на прикладі токарного верстата.

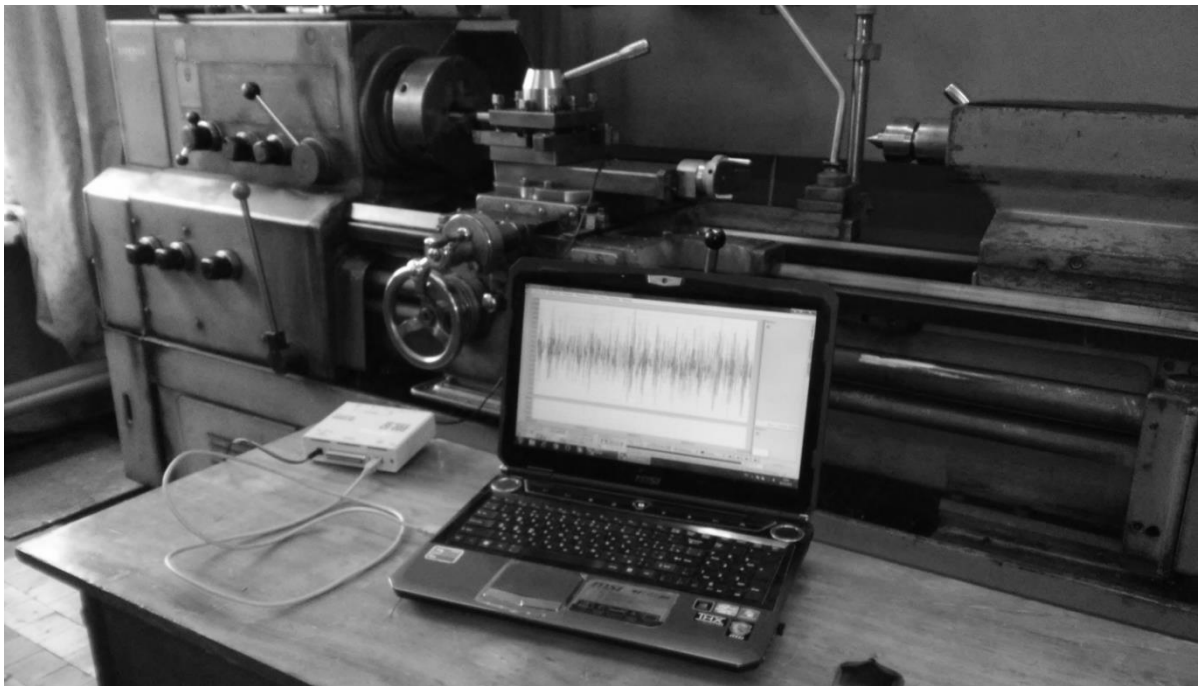


Рисунок 2.39 - Стенд для проведення досліджень

В ході досліджень при використанні програми LGraph2 були отримані осцилограми віброприскорення супорта (стола) металорізальних верстатів. Осцилограма при обертах шпинделя 200 об/хв і подачі 0,05 мм/об представлена на рис. 2.40.

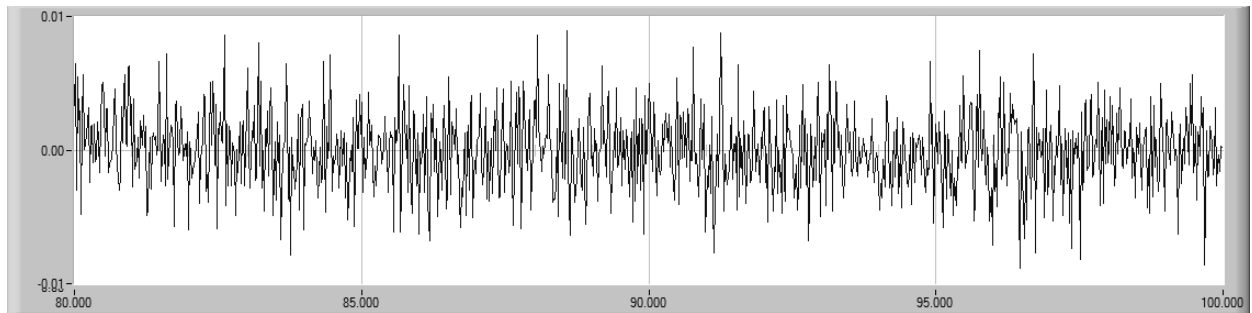


Рисунок 2.40 – Осцилограма віброприскорення при швидкості переміщення супорта 10 мм/хв

Шляхом інтегрування можна отримати осцилограму віброшвидкості, а шляхом подвійного інтегрування - вібропереміщення. Тому в програмі MATLAB за допомогою системи SIMULINK була побудована математична модель для перетворення віброприскорення в віброшвидкість і вібропереміщення (рис. 2.41).

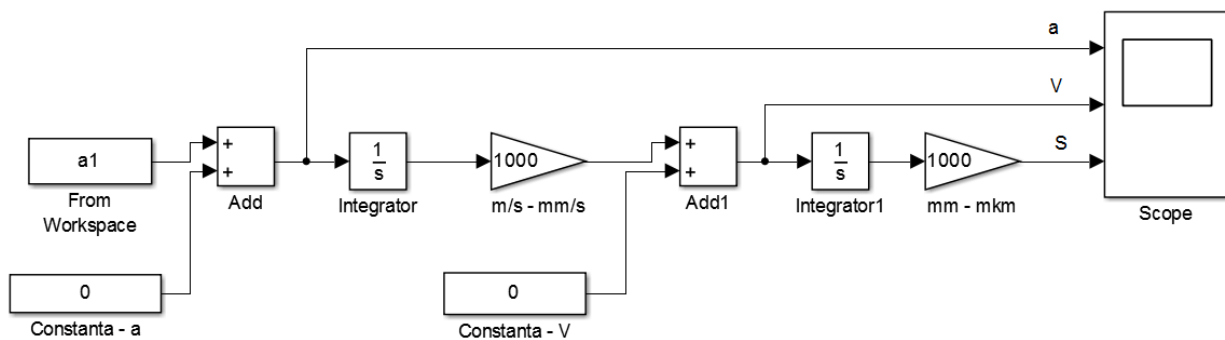
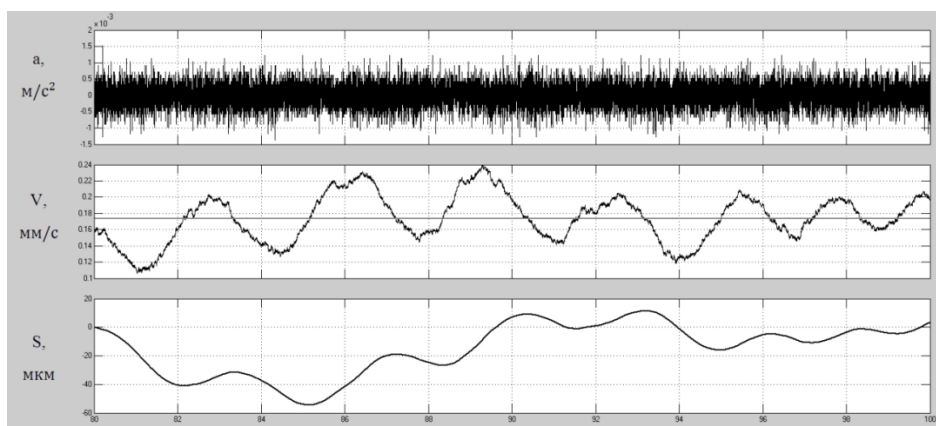


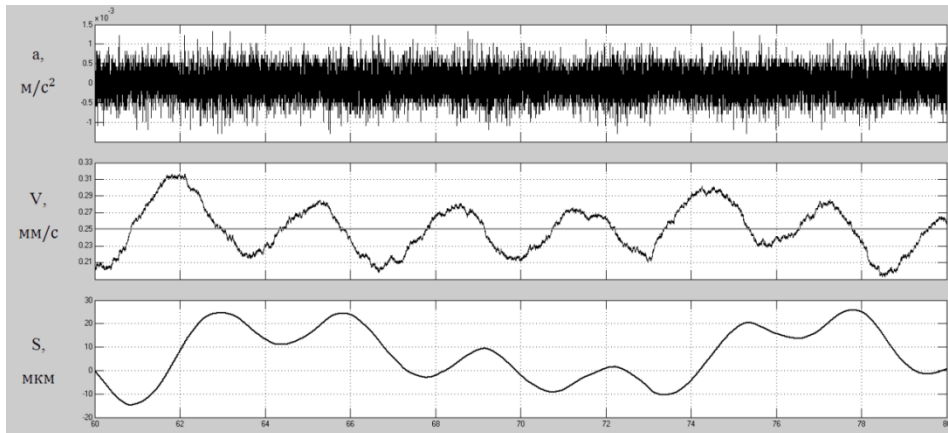
Рисунок 2.41 – Математична модель перетворення віброприскорення в віброшвидкість і вібропереміщення

На токарно-гвинторізному верстаті були зроблені записи нерівномірності переміщення супорта на різних швидкостях. Отримані результати представлені на рис. 2.42.

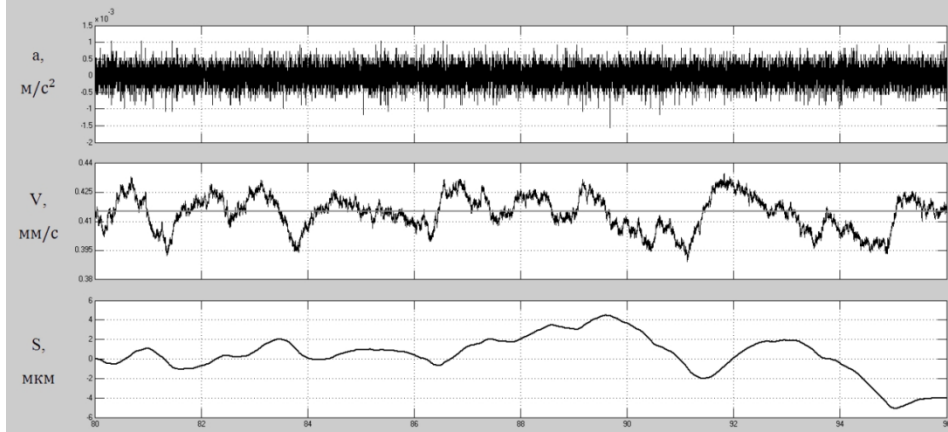
а)



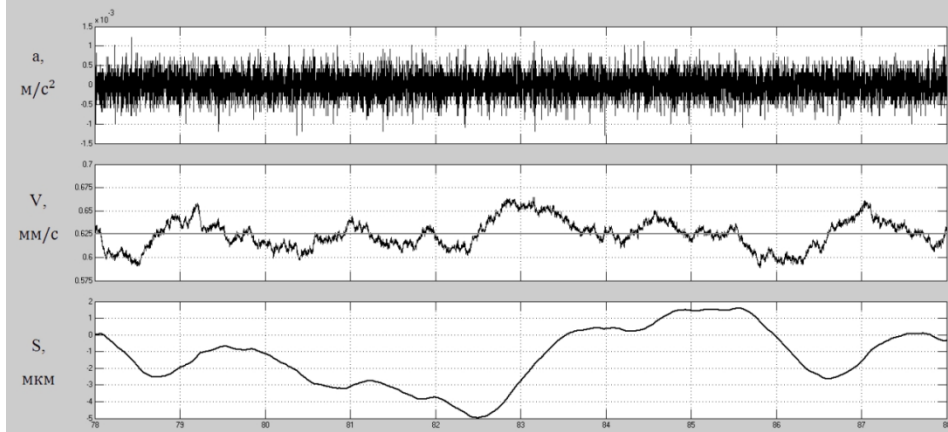
б)



в)



г)



д)

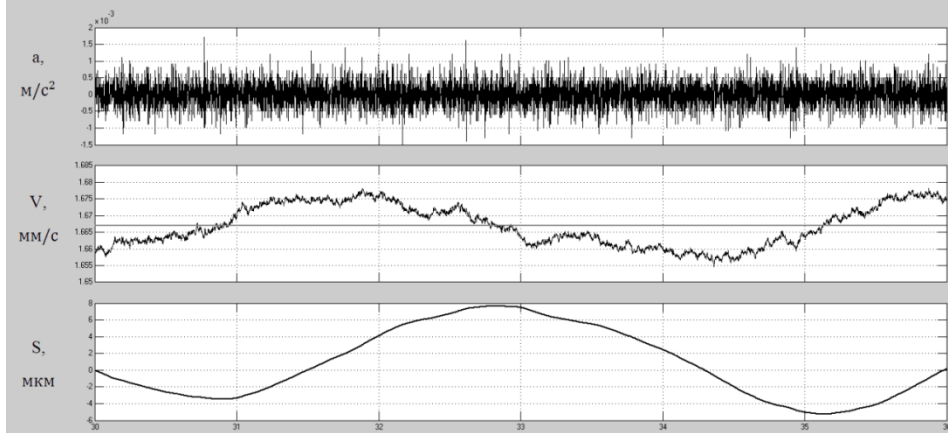


Рисунок 2.42 – Осцилограми, отримані на токарно-гвинторізному верстаті мод. 16K20 при швидкостях переміщення супорта:  
а) 10 мм/хв; б) 15 мм/хв; в) 25 мм/хв; г) 37,5 мм/хв; д) 100 мм/хв.

З отриманих результатів видно, що на швидкості 10 мм/хв, амплітуда супорта досягає 22 мкм на один оборот шпинделя, що буде значно погіршувати шорсткість поверхні. Зі збільшенням швидкості амплітуда зменшується і при 37,5 мм/хв вона знаходиться в межах 2 - 3 мкм. При швидкості 100 мм/хв. графік плавний, що говорить про те, що рух супорта є рівномірним.

На вертикально-фрезерному верстаті були зроблені записи нерівномірності переміщення столу на швидкостях 31,5 мм/хв, 50 мм/хв і 100 мм/хв. Отримані результати представлені на рис. 2.43.

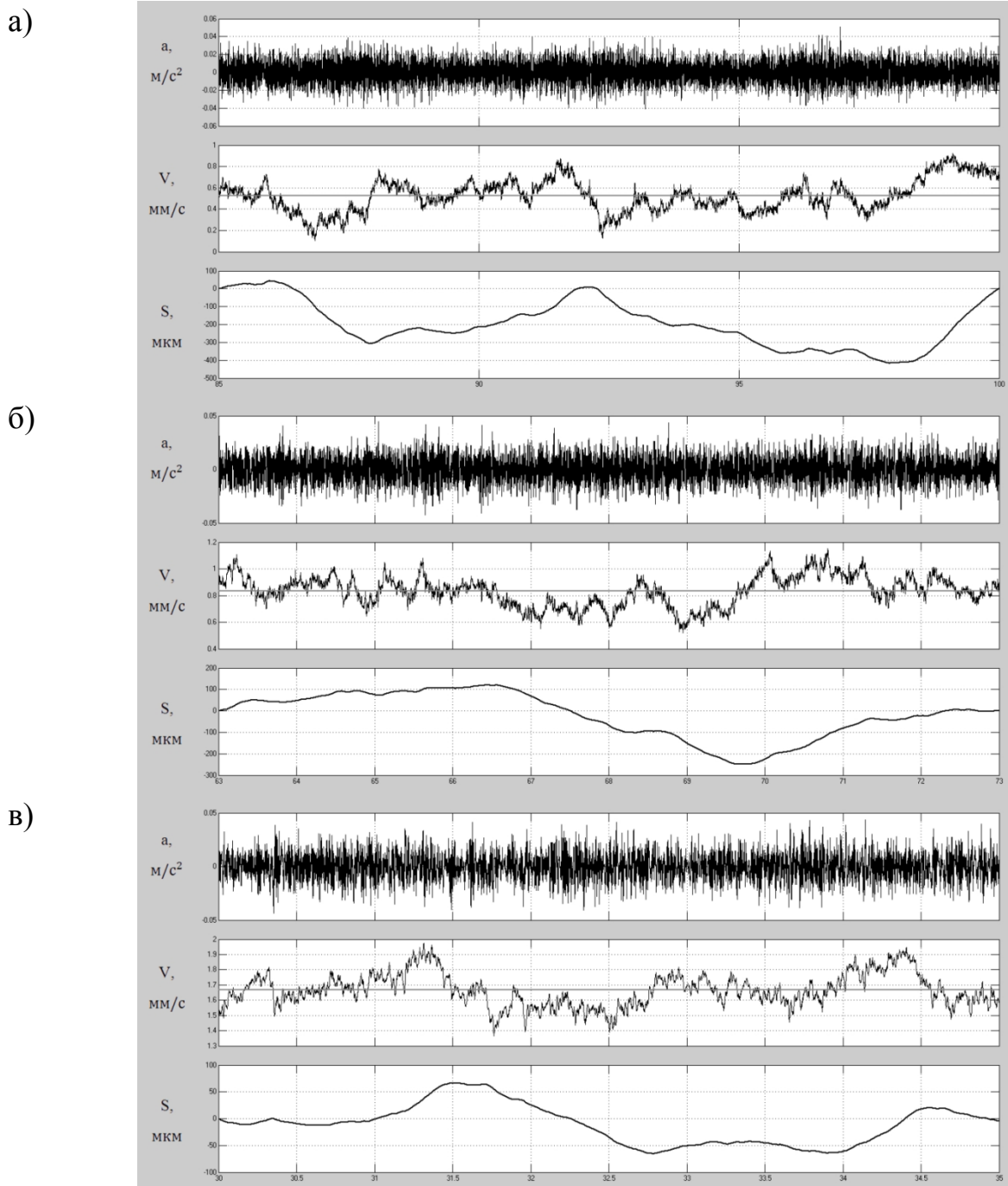


Рисунок 2.43 - Осцилограми, отримані на фрезерному верстаті 6P12 при швидкостях переміщення столу: а) 31,5 мм/хв; б) 50 мм/хв; в) 100 мм/хв



Результати, отримані на вертикально-фрезерному верстаті, показали, що при швидкості переміщення столу 31,5 мм/хв – амплітуда стрибків на оборот шпинделя досягає 150 мкм, зі збільшення швидкості до 50 мм/хв – амплітуда зменшується до 100 мкм. При швидкості 100 мм/хв стрибок на оборот шпинделя в межах 40 - 50 мкм.

За формулами (2.137, 2.138) розрахуємо детерміновану складову шорсткості  $R_{Zp}$  при торцевому фрезеруванні фрезою з 8 різальними ножами, головним кутом в плані  $45^\circ$  і допоміжним –  $5^\circ$ , у випадку рівномірного руху столу і у випадку нерівномірного руху. Отримані результати представлені в таблиці 2.2.

$$R_{Zp} = \frac{S \cdot \sin \varphi \cdot \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}, \quad (2.137)$$

$$R_{Zp\phi} = \frac{(S + \Delta S) \cdot \sin \varphi \cdot \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}, \quad (2.138)$$

де:  $S$  – подача на зуб;  $\Delta S$  – середня величина збільшення подачі на зуб;  $\varphi$  – головний кут в плані;  $\varphi_1$  – допоміжний кут в плані.

Таблиця 2.2 – Значення розрахункової шорсткості при обробці на вертикально-фрезерному верстаті 6P12

$S_{XB}$ , мм/хв	$n$ , об/хв	$S$ , мм/зуб	$R_{Zp}$ , мкм	$S + \Delta S$ , мм/зуб	$R_{Zp\phi}$ , мкм	Різниця між $R_{Zp}$ і $R_{Zp\phi}$ %
31,5	100	0,04	3,2	0,057	4,6	43
50	125	0,05	4	0,062	5	25
100	250	0,05	4	0,055	4,4	10

Розрахунки показують, що при швидкості переміщення столу 31,5 мм/хв, значення шорсткості збільшилося на 43%. При швидкості переміщення столу 100 мм/хв шорсткість збільшується на 10% в порівнянні з шорсткістю при рівномірному руху столу.

## 2.6. Зв'язок мікрорельєфу поверхонь пар тертя з інтенсивністю їх зношування при нестационарних умовах експлуатації

Довготривалість збереження точності обладнання в значною мірою залежить від інтенсивності зношування відповідальних рухомих з'єднань, а саме напрямних ковзання. Експлуатаційні параметри таких з'єднань характеризуються нестационарними умовами навантаження та швидкостями рухів.

Забезпечення стабільності експлуатаційних властивостей контактуючих поверхонь деталей, їх мінімальні інтенсивності зношування, є актуальною проблемою машинобудування.

Контактуючі поверхні деталей пар тертя, в переважній більшості отримуються механічною обробкою з видалення поверхневого шару із застосуванням різноманітних фінішних операцій, в тому числі пластичного деформування тощо.

Технологічні методи інженерії поверхневих шарів контактуючих поверхонь деталей повинні забезпечувати їх експлуатаційні характеристики, тобто тривалу працездатність при змінних умовах навантаження і діапазонах швидкостей [1-15].

В розділі розглянуті питання пошуку оптимальних сполучень різноманітних рельєфів і значень параметрів шорсткості поверхонь деталей тертя.

В роботах [4, 5, 122, 123] розглянуті питання тертя і зношування в різних умовах експлуатації без змащування та зі змащуванням у стаціонарному стані і зі змінними умовами навантаження пар тертя.

В процесі тертя відбувається значна кількість змін в поверхневих шарах матеріалів взаємодіючих деталей. В роботі [4] запропоновано їх поділ на три класи:

- I - що відносяться до геометричної конфігурації поверхонь;
- II - що відносяться до структури приповерхневого шару, самого твердого тіла, які впливають на механічну складову тертя;
- III - що відносяться до плівок, які з'являються на поверхні і впливають на молекулярну складову тертя;

В сучасній теорії вирішення триботехнічних задач надійності машин використовують як основну розрахункову характеристику процесу зношування поверхонь тертя рухомих з'єднань інтенсивність лінійного зношування  $I_h$ , яка визначається одним з наступних безрозмірних співвідношень:

$$I_h = \frac{dh}{dL_t} [5]; I_h = \frac{dV}{A_T dL_T} [6]; I_h = \frac{\lambda}{\rho_T} \frac{dG}{dL_T} [7]; I_h = \lambda \tau_u \frac{dV}{dW} [8];$$

де  $h, V, G$  - величина лінійного, об'ємного і масового зносу відповідно;  $L_T$  - шлях

тертя;  $A_T$  - номінальна площа тертя;  $\tau_u = \frac{F_T}{A_a}$  - питома номінальна сила тертя;  $A_a$  - номінальна площа контакту;  $F_T$  - сила тертя;

$W = L_T \cdot F_T$  - робота сили тертя;  $\rho_T$  - щільність матеріалу що зношується;

$\lambda = \frac{A_A}{A_T}$ ;  $\lambda = K_{B3}$  - коефіцієнт взаємного перекриття.

В окремих випадках доцільно використовувати для розрахунків об'ємну  $I_V$ , масову  $I_G$  або енергетичну  $I_W$  інтенсивність зношування:

$$I_V = \frac{dV}{dL_T}; I_G = \frac{dG}{dL_T}; I_W = \frac{dV}{dW}.$$

Часто застосовують таку характеристику, як швидкість зношування:  $v_h = \frac{dh}{dt_{ск}}$ ,

яка пов'язана з інтенсивністю співвідношенням:  $I_h = \frac{V_h}{V}$ , де  $V$  і  $t_{ск}$  - відповідно швидкість і час ковзання.

При взаємодії двох поверхонь профіль більш м'якої неперервно змінюється, тобто змінюється і коефіцієнт тертя. Відбувається процес припрацювання, який закінчується отриманням оптимальної (рівноважної) шорсткості, процес самоорганізації.

В роботах Якубова Ф.Я. підкреслюється, що внутрішнім проявом самоорганізації при терті є наступні процеси:

- формування вторинних структур з іншою, більш високою міцністю і зносостійкістю порівняно з вихідною;
- розвиток рівноважної шорсткості незалежно від вихідної мікрогеометрії поверхонь тертя;
- підвищення фактичної площі контакту за рахунок припрацьованого зношування і, як наслідок, контактних навантажень;
- реалізація ефекту вибіркового перенесення матеріалу і таке інше.

Зовнішнім проявом самоорганізації є зниження і стабілізація практично всіх енергетичних, силових і триботехнічних параметрів процесу тертя і зношування, а саме коефіцієнта тертя, температури, інтенсивності зношування.

Задача полягає лише в тому, щоб забезпечити найкоротший час процесу припрацьовання з подальшим низьким коефіцієнтом інтенсивності зношування.

Зміну початкового профілю в часі можливо визначити усіченням математичної моделі поверхні площиною, розташованою від базисної площини на деякому рівні  $h_c$ , який можливо задавати і рахувати фіксованою змінною (рис. 2.44) [125]:

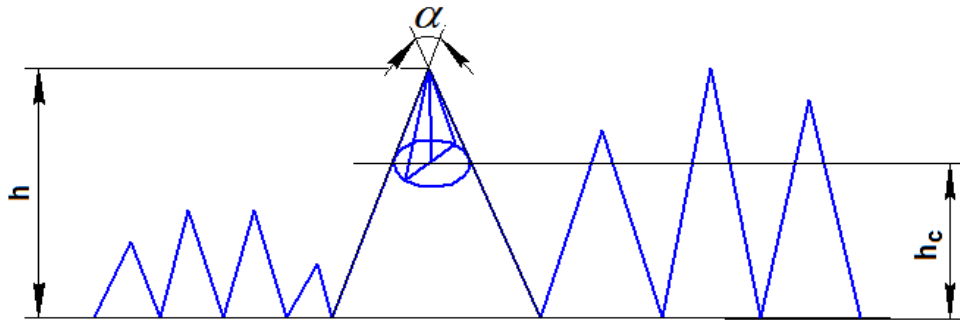


Рисунок 2.44 - Математична модель мікронерівності поверхні

$\alpha$  - кут при вершині нерівностей;  $h_c$  - ефективна висота профілю.

Модель являє собою сукупність усічених конусів на деякому рівні  $h_c$ , для якої можливо записати наступне співвідношення:  $F_D = \tau_s S_D$ , де  $F_D$  - деформаційна складова сили тертя  $F$ ;  $S_D$  - площа виступів, які можуть деформуватися при контакті.

Це співвідношення можливо записати:

$$F_D = \tau_s S_3 \left( \frac{S_H - S_C}{S_H} \right),$$

де  $S_3$  - площа виступів, що знаходяться в зачепленні;  $S_C$  - площа перетину на рівні  $h_c$ ;  $S_H$  - номінальна площа поверхні.

Зсув одиниці площі буде дорівнювати:

$$\delta = \frac{h_c \tau_s}{G} \left[ 1 - \frac{S_C}{S_H} \int_{h_c}^{h_m} (h - h_c)^2 \varphi(h) dh \right],$$

де  $\varphi(h)$  - функція щільності розподілення нерівностей по висоті;  $G$  - модуль зсуву;  $h_m$  - максимальна висота вихідного профілю.

Враховуючи те, що  $S_d$  і  $S_3$  - ніколи не однакові, для них справедливе співвідношення  $S_d \leq S_3$ , тобто, реальна величина  $\delta$  буде більшою.

В роботі [9] зроблені висновки, що на величину деформації зсуву найбільший вплив має кут  $\varphi$ . Зі збільшенням кута  $\varphi$  величина деформації зменшується. Запропоновано для більш чіткої залежності величини деформації  $\delta$  від мікронерівностей поверхні задавати певний закон розподілення нерівностей за висотою і визначити  $\delta$ , наприклад, для  $h_c = 0.5h_m$ .

$$\varphi(h) = \text{const}, \delta = \frac{\tau_S h_c}{G} \left[ 1 - \frac{(h_m - h_c)^2}{h_m^3} \right]; \quad h_i = h_m, \delta = \frac{\tau_S h_c}{G} \left[ 1 - \frac{(h_m - h_c)^2}{h_m^2} \right]$$

З врахування другої складової сили тертя, обумовленої адгезійною взаємодією поверхонь:

$$\delta = \frac{h_c}{G} \left[ \tau_S \left( 1 - k \int_{h_c}^{h_m} (h - h_c)^2 \varphi(h) dh \right) + kaP \int_{h_c}^{h_m} (h - h_c)^2 \varphi(h) dh \right],$$

де  $k$  - геометричний параметр.

Для практичних цілей використовують співвідношення:  $\frac{\delta}{F} = \frac{h_c}{G\delta_3}$ , де  $\delta_3$  - тангенціальна деформація поверхні;  $\delta$  і  $F$  - реально визначені величини. В інтервалі:

$$0 \leq h_c \leq \frac{1}{2} h_m \times a \times \text{tg} \frac{\alpha}{2}$$

величина  $\delta$  змінюється повільніше, ніж складова сили тертя  $F_d$  (рис. 2.45)

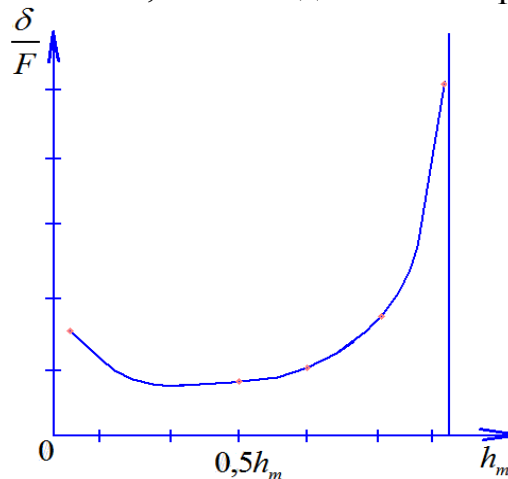


Рисунок 2.45 – Вплив параметра  $h_c$  на тангенціальну податливість поверхні

Такий профіль підходить для стабільно працюючих поверхонь. В інтервалі  $\frac{1}{2} a \times \text{tg} \frac{\alpha}{2} \leq h_c \leq a \times \text{tg} \frac{\alpha}{2}$  величина  $\delta$  зростає швидше, ніж  $F_d$  (права гілка кривої).

Це визначає переважні границі вибору параметра  $h_c$  для полегшення припрацювання  $\frac{1}{2} a \times \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \leq h_c = a \times \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$ .

В роботі [3] для забезпечення необхідної зносостійкості деталей параметри поверхневого шару визначаються із залежності:

$$\frac{H_p W_p R_p^4 k_1'^2}{S_m^6} = 3375 \left[ \frac{\sigma_T E}{\pi(1-\mu^2)} \right]^3 \left( \frac{10j_n}{\chi p} \right)^6 \quad (2.139)$$

де  $H_p$  - висота згладжування макровідхилення, що характеризує металоємність поверхні;  $W_p$  - висота згладжування профіля хвилястості;  $R_p$  - висота згладжування мікронерівностей;  $k_1'$  - ступінь зміцнення поверхневого шару;  $S_m$  - середній крок мікронерівностей;  $\sigma_T$  - межа текучості матеріалу;  $E$  - модуль пружності;  $\mu$  -

коефіцієнт Пуассона;  $J_n$  - інтенсивність зношування.  $\chi$  - коефіцієнт:  $\chi = \frac{1}{2(\nu+1)} \sqrt{\frac{\nu}{2a}}$ , де  $a$  - коефіцієнт, що враховує різницю площі перетину виступів мікронерівностей на висоті  $p$ , від фактичної площі контакту на тому ж рівні; ( $a=1$ ; згідно з розробленою теорією контактної взаємодії деталей машин).

$\nu = 2t_m \frac{R_p}{R_a} - 1$  - параметр апроксимації початкової частини опорної кривої профіля, де  $t_m$  - відносна опорна довжина профіля по середній лінії,  $p$  - рівень площі перетину мікронерівностей.

В період припрацювання в роботі [123] пропонується визначення інтенсивності зношування за такою залежністю:

$$I_h = \frac{2.5\nu^{0.5} Ra^{\frac{2}{3}} \left( \frac{P}{k_1' \sigma_{\sqrt{T}}} \right)^{\frac{7}{6}} \times \sqrt{15\pi(2\pi W_z H_{\max})^{\frac{1}{3}} \left[ 1 + \frac{2\pi k_1' \sigma_T (1-\mu^2)}{F} \right]}}{n\lambda(\nu+1)S_m t_m^{\frac{3}{2}}} \quad (2.140)$$

Рівноважний стан поверхневого шару деталі характеризується параметрами:

$$C_x = \left( R_p^\nu W_p^2 H_p^2 \right)^{\frac{1}{\nu+4}} \times \frac{k^{\left( \frac{b+1}{\nu+4} \right)}}{\rho_m}, \quad (2.141)$$

значення якого можливо підрахувати за формулою:

$$C_x = \frac{0.5\tau_0^4 \sigma_T^{\left( \frac{1}{\nu+4} - t \right)}}{\pi^2 \left( \frac{1-\mu^2}{E} \right)^2 a_r^4 (1.7p)^{\frac{1}{\nu+4}}} \quad (2.142)$$

Прийнявши  $\nu = 2$  і  $R_p = 3Ra$ , а також підставляючи  $\rho_m = \frac{S_m^2 t_m^2}{6 \times 10^3 Ra}$  [3] в

рівняння (4.3), отримаємо:  $C_x = \frac{H_p W_p R_p^4}{S_m^6 k_1'^2}$ .

Сумарний час припрацювання в роботі [125] пропонується визначати за залежністю:

$$t_{\Sigma} = \frac{R_z}{V_H} \left(1 - \sqrt[3]{2 - \Psi}\right) \frac{\lg \frac{N_{\max}}{N_1} \psi}{\lg \psi},$$

де  $R_z$  - середнє значення шорсткості для деталі вузла, що має нижчий клас шорсткості;  $N_{\max}$  - максимальне навантаження при припрацюванні (як правило  $N_{\max} = 50\%$  від середнього експлуатаційного навантаження);  $V_H$  - швидкість початкового зношування при навантаженні  $N$  (встановлюється експериментально для заданого матеріалу і конкретному абразивному середовищі);  $\psi$  - прийнятий коефіцієнт збільшення навантаження,  $\psi = 1,1 - 1,3$ .

Відповідно до вимог нормативних документів (ГОСТ 7599-82) не допускається однакова твердість напрямних, що ковзаються одна по одній, а напрямні ковзання з чавуну повинні мати твердість 48 HRC.

В разі застосування сталевих накладних напрямних ковзання їх твердість має складати 55HRC.

В свою чергу напрямні супортів, салазок, столів тощо, що переміщуються по напрямних станини, для верстатів середньої категорії за масою до 10 т мають бути пришабрені з різною кількістю плям контакту в квадраті 25x25мм. (для верстатів класу точності Н - 12 шт., для класу точності П - 15 шт., для класів точності В, А, С - 20 шт.) глибиною не більше 6 мкм. із забезпеченням опорної поверхні не менше 70%.

Шорсткість обробки напрямних ковзання для цих верстатів при ширині напрямних більше 25 до 100 мм має не перевищувати: - для класу точності Н -  $Ra 1,25$ ; - для класу точності П і В -  $Ra 0,63$ ; - для класу точності А і С -  $Ra 0,32$ ;

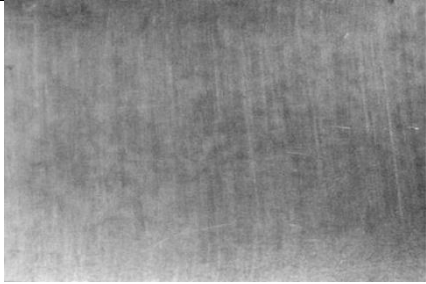
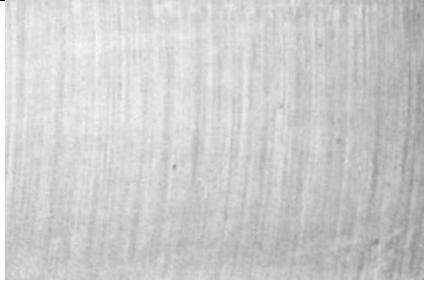
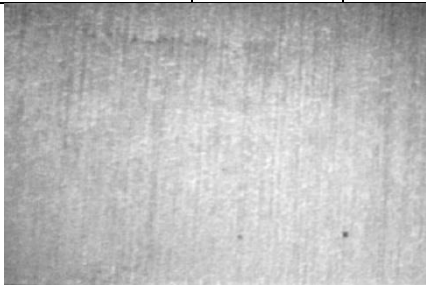
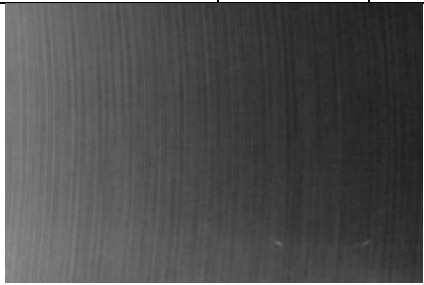



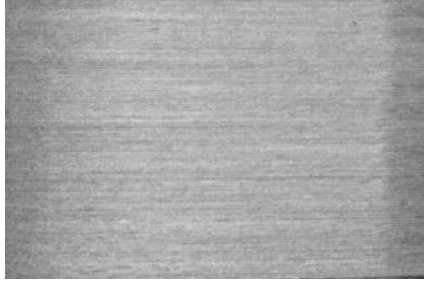


Отримання необхідної шорсткості поверхні напрямних можливо значною кількістю технологічних операцій, створюючи різноманітні рельєфи мікронерівностей, залишкові напруження та структури поверхневого шару.

Технологічними операціями, що забезпечують отримання шорсткості  $Ra 0,63$  можуть бути: - стругання поздовжнє і поперечне; - торцеве фрезерування; - шліфування периферією круга; - шліфування торцем чашкового круга; - комплексний спосіб (торцеве фрезерування з вигладжуванням), тощо.

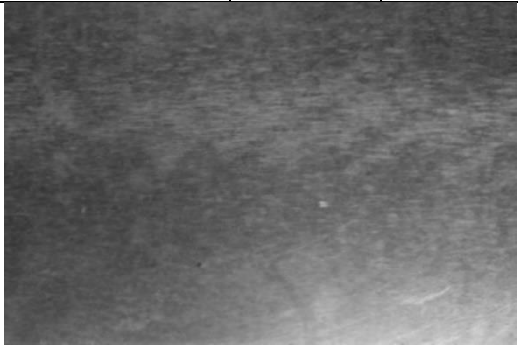



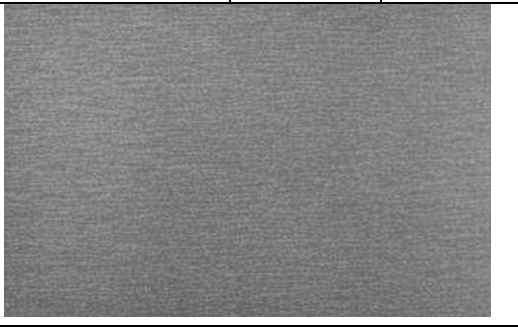
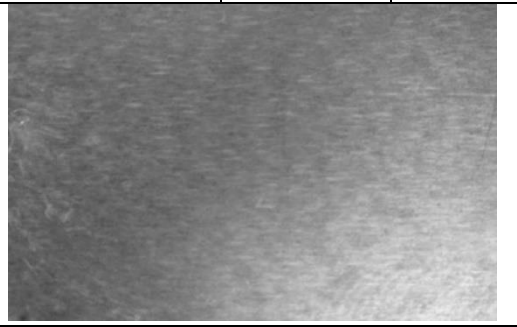


З метою отримання оптимального, з точки зору мінімізації часу припрацювання та інтенсивності зношування при подальшій експлуатації сполучення різноманітних та однакових рельєфів поверхонь пар ковзання, проведені теоретичні дослідження.

Для проведення порівняльних досліджень підготовлені наступні зразки та визначена маслоємність їх поверхонь [табл. 2.3 і 2.4].

Таблиця 2.3 – Поверхні дослідних зразків

Зразки оброблених поверхонь із чавуну				Зразки оброблених поверхонь зі сталі			
№	Торцеве фрезерування	поздовж	Поперек	№	Торцеве фрезерування	поздовж	поперек
		Ra 0,6	Ra 0,4			Ra 0,7	Ra 0,3
1				5			
2	Торцеве фрезерування	поздовж	Поперек	6	Торцеве фрезерування	поздовж	поперек
		Ra 1,4	Ra 1,0			Ra 0,9	Ra 0,1
3	стругання	поздовж	Поперек	7	стругання	поздовж	поперек
		Ra 0,6	Ra 0,9			Ra 0,3	Ra 1,1
4	стругання	поздовж	Поперек	8	стругання	поздовж	поперек
		Ra 0,9	Ra 1,6			Ra 0,3	Ra 1,8
							
							
							
							

Продовження таблиці 2.3

Зразки оброблених поверхонь із чавуну				Зразки оброблених поверхонь зі сталі			
№	Плоске шліфування	поздовж	Поперек	№	Плоске шліфування	поздовж	поперек
		Ra 0,1	Ra 0,4			Ra 0,1	Ra 0,2
9				13			
10	Плоске шліфування	поздовж	Поперек	14	Плоске шліфування	поздовж	поперек
		Ra 0,4	Ra 0,9			Ra 0,1	Ra 0,4
							
11	Плоске шліфування	поздовж	Поперек	15	Плоске шліфування	поздовж	поперек
		Ra 0,5	Ra 0,6			Ra 0,2	Ra 0,7
							
12	Плоске шліфування	поздовж	Поперек	16	Плоске шліфування	поздовж	поперек
		Ra 0,7	Ra 1,8			Ra 0,6	Ra 2,0
							



Таблиця 2.4 – Маслоємність поверхонь зразків

№	Шорсткість, Ra		Вага зразків*, г		Маслоємність поверхні, г
	Вздовж	Поперек	Без мастила	З мастилом	
1	0,6	0,4	22,72245	22,7765	0,05405
2	1,4	1	20,07395	20,13305	0,0611
3	0,6	0,9	21,02960	21,10355	0,07395
4	0,9	1,6	21,04880	21,12980	0,08100
5	0,7	0,3	23,61905	23,67145	0,0524
6	0,9	0,1	24,23655	24,2935	0,05695
7	0,3	1,1	23,8757	23,93775	0,06205
8	0,3	1,8	24,0788	24,4025	0,06145
9	0,1	0,4	19,13145	19,1725	0,04085
10	0,4	0,9	20,8568	20,91985	0,06305
11	0,5	0,6	21,4423	21,50745	0,06515
12	0,7	1,8	21,8877	21,95655	0,07485
13	0,1	0,2	22,43095	22,4713	0,04035
14	0,1	0,4	22,72505	22,7742	0,04917
15	0,2	0,7	22,99905	22,3521	0,05305
16	0,6	2,0	22,2678	22,3259	0,05810
17	0,5	0,7	22,99045	23,04855	0,0581
18	1,0	1,1	22,7876	22,85635	0,06875

\* Середньоарифметичне значення з 3-х вимірів.

Площа зразків 20x30=600 мм<sup>2</sup>, мастило: Індустріальне 20.

Поверхня зразка обробленого торцевим лезовим інструментом з планетарним рухом формують елементів показана в табл. 2.5. (Матеріалу різальних ножів – Гексаніт-Р, Сталь 45, HRC48, площа зразка – 20x30=600 мм<sup>2</sup>)

Таблиця 2.5 – Поверхня зразка обробленого торцевим лезовим інструментом

		
Вздовж		Ra 0,2
Поперек		Ra 0,3
Вага зразка без мастила, 24,785г	Вага зразка з мастилом, 24,848г	Маслоємність поверхні, 0,063г

Проведені попередні лабораторні дослідження при наступних початкових умовах: базовою поверхнею дослідного зразка прийняти шліфування торцевим чашковим кругом загартована поверхня чавунного зразка *HRC 40*; шорсткість: повздовжня  $Ra = 0.5\text{мкм}$ , поперечна  $Ra = 0,6\text{мкм}$ ; маслоємність  $0,06515\text{г}$ . Зразки відібрані для попередніх досліджень представлені в табл. 4.3.

Таблиця 2.6 – Зразки для попередніх досліджень

№ зразка	Матеріали	Шорсткість, Ra		Метод обробки	Маслоємність поверхні, г
		повзд.	попер.		
1	Чавун	0,6	0,4	Плоске шліф.	0,05405
2	Чавун	1,4	1,0	Плоске шліф.	0,0611
3	Чавун	0,6	0,9	Стругання	0,07395
4	Чавун	0,9	0,6	Стругання	0,08100
9	Чавун	0,1	0,4	Торцеве фрез.	0,04085
12	Чавун	0,7	1,8	Торцеве фрез.	0,07485

Зусилля притискання зразків ступінчасте: 15Н, 20Н, 25Н.

Проведення експериментальних досліджень супроводжувались контролем часу припрацювання та значення досягнутої рівноважної шорсткості (рис. 2.46).

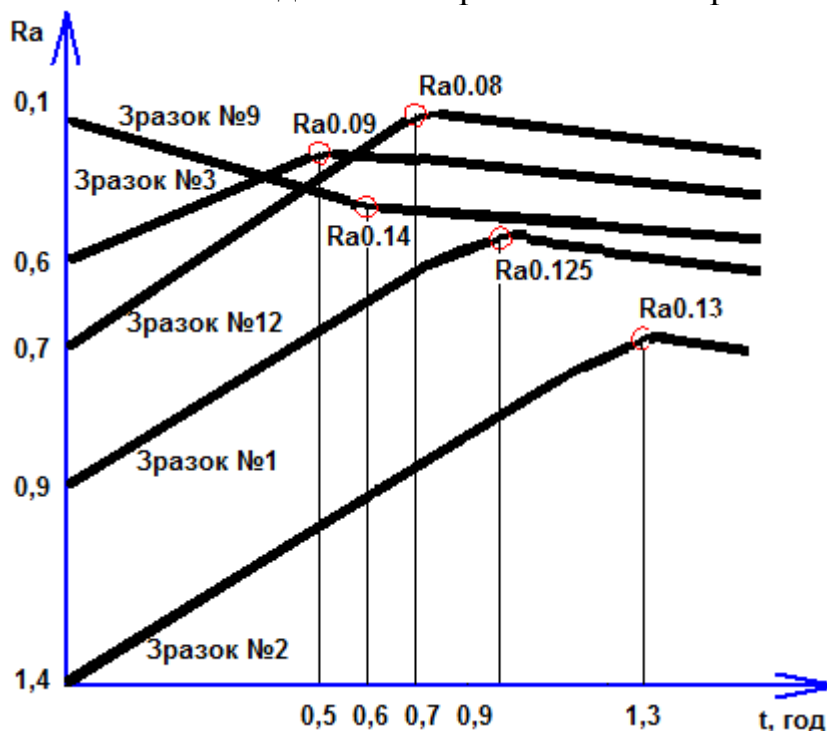


Рисунок 2.46 – Графіки результатів попередніх досліджень часу досягнення рівноважної шорсткості і її величини

Аналіз результатів дослідження процесу припрацювання зразків з чавуну показує, що для поверхонь тертя, які отримані плоским шліфуванням, струганням і торцевим фрезеруванням, час припрацювання суттєво залежить від вихідної шорсткості і рельєфу мікронерівностей зразка, отриманого різними технологічними операціями (від 0,5 год до 1,3 год). Значення шорсткості припрацьованих поверхонь (рівноважної шорсткості) знаходиться в певному діапазоні величин: від  $Ra = 0,08$  мкм до  $Ra = 0,14$  мкм.

#### Висновки до розділу 2.

1. Розроблена методика визначення товщини зрізаного шару при використанні в ступінчастих торцевих фрезах, визначені довжини різальних кромки ножів, у яких застосовуються поєднання: передня поверхня – площина, задня поверхня – циліндрична.

2. Запропонована методика обчислення площі зрізаного шару та розрахункової висоти мікронерівностей для ножів торцевих фрез в умовах нестационарної обробки.

3. Доведена доцільність використання схеми різання, при якій відбувається комбінування руху профілюючого різального ножа в напрямленні перпендикулярному до вектора подачі заготовки і традиційного колового руху нерухомо закріплених відносно корпусу фрези ножів

4. Розроблено аналітичну модель, яка дозволяє оптимізувати параметри процесу чорнового торцевого фрезерування плоских поверхонь за критерієм мінімуму коефіцієнту динамічності з врахуванням процесів врізання ножів фрези косокутної геометрії з радіусною ріжучою кромкою.

5. Удосконалено модель багатоножового торцевого фрезерування для визначення миттєвих значень сили різання та оцінки стабільності процесу обробки за критерієм коефіцієнту нерівномірності, яка на відміну від існуючих враховує похибки розташування ножів фрези і елементів режимів різання, перехідні процеси при врізанні і виході ножів.

7. Детальний аналіз процесів обробки плоских поверхонь деталей, а також розроблених нових способів обробки дозволяє визначити напрямки впровадження суміщення чорнкової (попередньої) та чистової операцій:

- поділ припуску за товщиною його видалення таким чином, щоб забезпечити, не змінюючи режимів різання, чистову обробку поверхонь;
- урівноваження складової сили різання, перпендикулярної до обробленої поверхні.

## РОЗДІЛ 3

### ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ, ОСНАЩЕНИХ ПОЛІКРИСТАЛІЧНИМИ НАДТВЕРДИМИ МАТЕРІАЛАМИ, В УМОВАХ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ

#### 3.1. Процеси механічної обробки чистовими торцевими фрезами

##### 3.1.1. Дослідження залежності сил різання від геометричних параметрів різальних частин ножів фрез

Експериментальні дослідження проводилися з метою перевірки результатів теоретичного аналізу кінематики процесу фрезерування та розроблених на його основі рекомендацій щодо визначення геометричних параметрів торцевих фрез при обробці чавунних і сталевих загартованих деталей, силових характеристик процесу різання, дослідження стійкості торцевих фрез для умов нестационарного різання.

Дослідження залежності сил різання від геометричних параметрів різальних частин ножів фрез та режиму обробки проводилися на вертикально-фрезерному верстаті 6P12 доведеного до норм точності фінішного обладнання. Об'єктом досліджень були торцеві ступінчасті фрези діаметрами 200 і 250 мм, оснащені гексанітом–Р. Максимальна ширина оброблюваної деталі 160 мм.

Основними чинниками, які впливають на сили різання, є глибина різання  $t$ , подача на зуб  $S_z$ , швидкість різання  $V$ , кут нахилу різальної кромки  $\lambda$ , радіус задньої циліндричної поверхні  $r$ , фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу. Вплив переднього кута в нормальному перерізі  $\gamma_n$  на складові сили різання не вивчався, оскільки з погляду стійкості різального інструмента рекомендується застосування від'ємних значень  $\gamma_n = -(0-10^\circ)$ . Тому в експериментах передній кут у нормальному перерізі був прийнятий постійним ( $\gamma_n = -10^\circ$ ). За оброблювані матеріали взяті чавун СЧ21 і сталь У8 (40...45HRC<sub>E</sub>).

Задній кут у напрямку вектора швидкості різання істотно не впливає на складові сили різання, але визначає стійкість інструмента. В експериментах він був прийнятий  $\alpha_v = 12^\circ$ . Аналіз результатів показує, що збільшення подачі на зуб призводить до зростання всіх складових сили різання, особливо складових  $P_x, P_z$ . Складова  $P_x$  зростає в п'ять разів, а  $P_z$  – у 3,6 рази.

Характер залежності практично лінійний в межах  $S_z = 0,1-0,5$  мм/зуб.

При різанні стандартними ножами рівнодіюча  $R$  при  $t = 0,1$  мм і  $S_z = 0,50$  мм/зуб досягає  $R = 120$  Н. Довжина активної частини різальної кромки в цьому випадку складає 0,15 мм, а питоме навантаження на одиницю довжини різальної кромки приблизно 800 Н/мм, що може бути співставлено з навантаженнями при чорновому фрезеруванні. Збільшення швидкості різання при фрезеруванні стандартним ножом не призводить до істотного зменшення складових  $P_x, P_y, P_z$  при  $t = 0,1$  мм,  $S_z = 0,25$  мм/зуб. Ріст  $V$  призводить до зменшення складових  $P_x$  і  $P_z$ , а складова  $P_y$  залишається незмінною; відношення  $P_y/P_z$  зростають від 0,82

до 0,98. Дані відношення  $P_Y/P_Z$  є характерними для чистової обробки різанням з малими подачами.

Дослідження залежності складових сили різання  $P_X, P_Y, P_Z$  при косокутному фрезеруванні проводилися на чавуні СЧ21 ножами, що мали геометрію: передня поверхня – площина; задня поверхня – циліндрична ( $r = 14$  мм); передній кут у нормальному перерізі  $\gamma_n = -10^\circ$ ; задній кут у напрямку вектора швидкості різання  $\alpha_v = 12^\circ$ ; кут нахилу різальної кромки  $\lambda = -45^\circ$ . Експериментальні дані отримані для подач  $S_z = 0,025 - 0,500$  мм/зуб при варіюванні глибини різання ножем з гексаніта-Р в інтервалі  $t = 0,02 \dots 0,12$  мм.

При  $t = 0,02$  мм збільшення  $S_z$  від 0,025 до 0,5 мм/зуб призводить до зростання складової  $P_X$  у 1,77 раза,  $P_Y$  – у 1,78 раза, а  $P_Z$  – в 3 рази.

При цьому рівнодіюча  $R$  поступово збільшується, досягаючи максимуму  $R = 100$  Н при  $S_z = 0,5$  мм/зуб, а загальне збільшення сягає 2,04 при збільшенні  $S_z$  до 0,5 мм/зуб. Можна відзначити, що при різанні ножем косокутної геометрії значення всіх складових сили різання та співвідношень  $P_Y/P_Z$  і  $P_X/P_Z$  більші за відповідні дані для стандартних ножей.

Однак питоме навантаження при косокутному безвершинному фрезеруванні на одиницю довжини різальної кромки складає 280 Н/мм, що значно менше від питомого навантаження при різанні стандартним ножем.

Збільшення глибини різання від  $t = 0,02$  мм до  $t = 0,12$  мм істотно впливає на  $P_X, P_Y, P_Z$ , особливо на складову  $P_Y$  – із збільшенням  $t$  від 0,02 мм до 0,12 мм  $P_Y$  зростає більше, ніж у 3 рази (рис. 3.1).

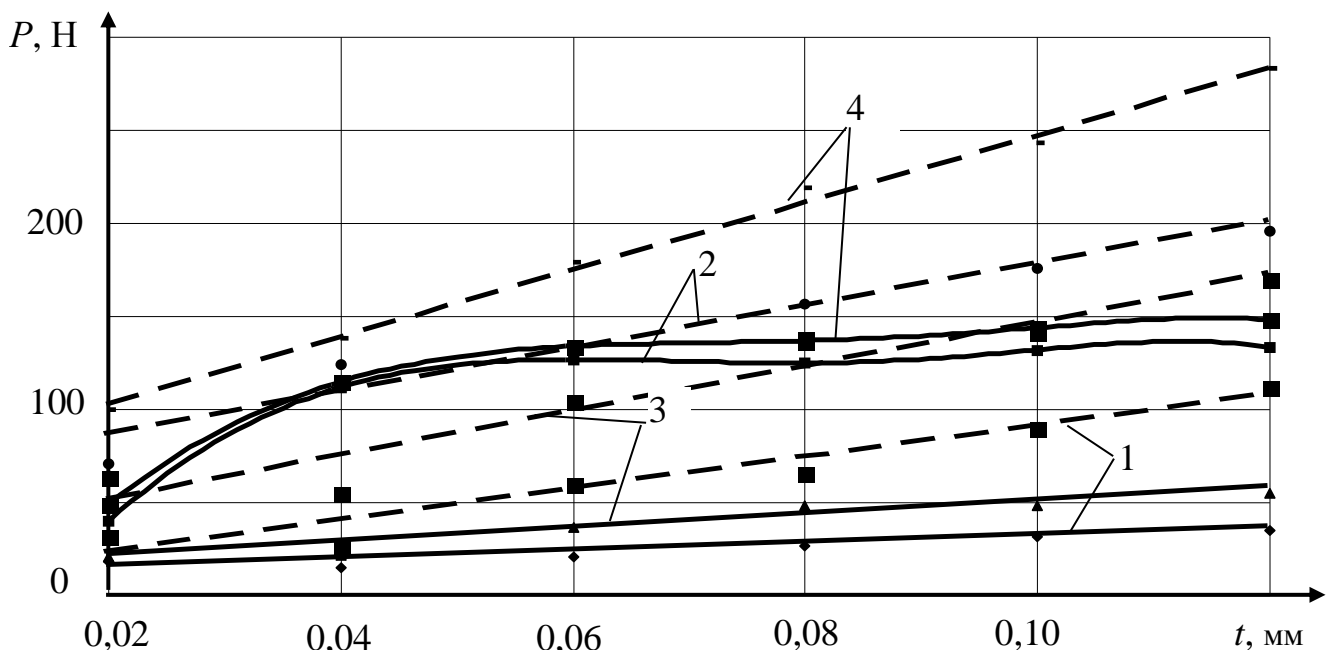


Рисунок 3.1 – Залежність складових  $P_X$  (графік 1),  $P_Y$  (графік 2),  $P_Z$  (графік 3) сили різання  $R$  (графік 4) від глибини різання  
( — — при  $S_z = 0,025$  мм/зуб; - - - при  $S_z = 0,500$  мм/зуб)

При  $S_z = 0,5$  мм/зуб із зміною  $t$  спостерігається лінійний закон зміни рівнодіючої  $R$ . При  $S_z = 0,025$  мм/зуб характер залежності  $R = f(t)$  значно відрізняється від лінійного.

Для сталі У8 (40...41HRC<sub>E</sub>) при  $\lambda = -45^\circ$ ,  $S = 0,2$  мм/об,  $V = 2,5$  м/с залежність складових  $P_x, P_y, P_z$  сили фрезерування від  $t$  зведені у табл. 3.1.

Таблиця 3.1 – Залежність складових  $P_x, P_y, P_z$  сили фрезерування від  $t$

№ з/п	Глибина різання $t$ , мм	Значення складових та відношень сили різання					
		$P_x$ , Н	$P_y$ , Н	$P_z$ , Н	$R$ , Н	$P_x/P_z$	$P_y/P_z$
1	0,01	18	61	34	12	0,53	1,79
2	0,02	40	93	78	128	0,51	1,19
3	0,04	47	95	93	136	0,51	1,02
4	0,06	56	240	134	281	0,42	1,79

Аналіз експериментальних даних показує, що при фрезеруванні загартованої сталі гексанітом-Р зі збільшенням глибини різання від  $t = 0,01$  мм до  $t = 0,06$  мм складова  $P_x$  зростає в 1,3 рази, а складові  $P_y$  і  $P_z$  – в 3,9 рази кожна. Найбільш різко складові  $P_x$  і  $P_z$  зростають при збільшенні  $t$  від 0,01 до 0,02 мм, а складова  $P_y$  найбільше збільшується при зміні  $t$  від 0,04 до 0,06 мм.

Як видно, глибина різання найбільше впливає на складову  $P_y$  і менше на  $P_x$  і  $P_z$ . Характер зміни  $P_x, P_y, P_z$  нелінійний, а відношення  $P_y/P_z$  у досліджуваному діапазоні завжди більше одиниці, що є характерним для чистового різання з малими товщинам зрізу. При призначенні глибини різання кожним ножом варто враховувати різке зростання складової  $P_y$  при перевищенні глибини різання  $t = 0,04$  мм.

Дослідження сил фрезерування при обробці чавуну і сталі визначили, що у всіх діапазонах зміни  $S_z$  відношення  $P_y/P_z$  завжди більше одиниці, а це при різанні матеріалами, що мають низьку згинаючу міцність, є позитивним чинником, що забезпечує створення напружень стиску у різальному клині інструмента. При фрезеруванні чавуну СЧ21 з  $S_z = 0,25$  мм/зуб дослідження залежності сил фрезерування від кута нахилу різальної кромки  $\lambda$  проводилися при різних значеннях швидкості різання від 3,3 до 16,5 м/с.

Дані дослідів свідчать також про істотний вплив  $\lambda$  при різних швидкостях різання на всі складові (рис. 3.2). Найсильніше швидкість різання впливає на складові  $P_x$  і  $P_z$ . При  $S_z = 0,25$  мм/зуб і  $\lambda = -45^\circ$  збільшення швидкості різання від  $V = 3,3$  м/с до  $V = 16,5$  м/с зменшує складову  $P_z$  в 1,57 рази, а складову  $P_x$  – у 1,70 рази, вплив на складову  $P_y$  менший. Збільшення швидкості різання призводить також до зміни співвідношень  $P_x/P_z$  і  $P_y/P_z$ . Так, із збільшенням

швидкості різання відношення  $P_Y/P_Z$  збільшується від 0,81 до 1,33, що може бути пояснене більш різким зниженням складової  $P_Z$  у порівнянні з  $P_Y$ .

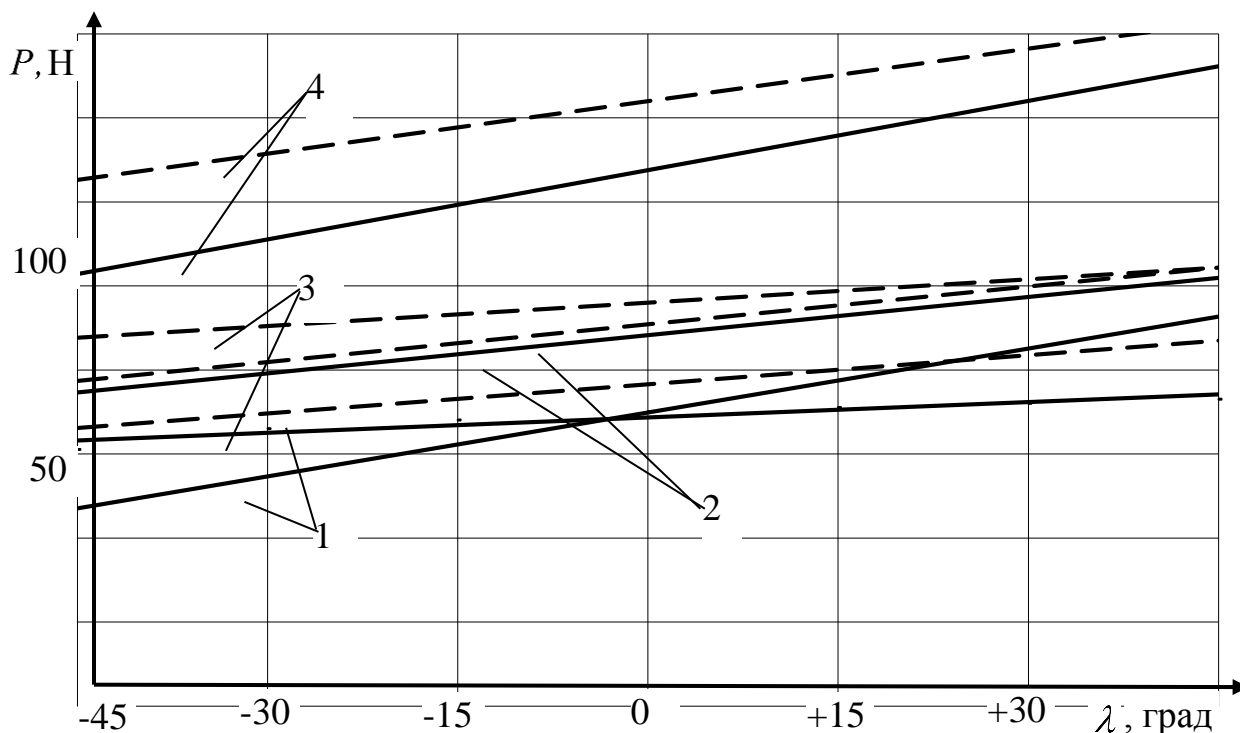


Рисунок 3.2 – Залежність складових  $P_x$  (графік 1),  $P_y$  (графік 2),  $P_z$  (графік 3) сили різання  $R$  (графік 4) від кута нахилу різальної кромки  $\lambda$  ( — — при  $V = 3,3$  м/с; - - - - при  $V = 16,5$  м/с)

Аналіз даних свідчить про те, що швидкість різання впливає на всі складові сили різання  $P_x, P_y, P_z$ . При  $\lambda = 0^\circ$  і  $\lambda = +45^\circ$  складові сили різання мають більш високі значення, ніж при  $\lambda = -45^\circ$ , тобто можна припускати більш інтенсивне зношування ножів фрез при  $\lambda = 0^\circ$  та  $\lambda = +45^\circ$ .

Дані експериментального дослідження сил різання, що виникають при обробці сталі У8 ( $40...41HRC_E$ ), від кута нахилу різальної кромки  $\lambda$  і швидкості різання  $V$  для безвершинних ножів фрез з гексанітом-Р показують, що при збільшенні кута нахилу різальної кромки від  $\lambda = -45^\circ$  до  $\lambda = +45^\circ$  (при  $V = 1,7$  м/с) складова  $P_x$  зростає в 2,06 рази,  $P_y$  – у 1,23 рази, а складова  $P_z$  зменшується в 1,49 рази.

При цьому рівнодіюча зростає в 1,22 рази. Характер впливу кута  $\lambda$  на складові  $P_x, P_y, P_z$  при різноманітних швидкостях аналогічний. У той же час слід зазначити, що значення  $P_x, P_y, P_z$  значно менші при  $V = 3,3$  м/с. Із збільшенням швидкості різання особливо помітна зміна відношень  $P_y/P_z$  відбувається для ножів з від'ємним кутом нахилу різальної кромки  $\lambda = -45^\circ$ .

Експериментальні дослідження дають можливість встановити, що:

- значення складових сил різання  $P_x, P_y, P_z$  при обробці ножами стандартної геометрії нижчі, ніж при обробці ножами косокутної геометрії, що може бути пояснене значно меншими радіусами задньої циліндричної поверхні ножів;
- питомі навантаження на одиницю довжини різальної кромки ножів для фрез косокутного різання значно менші, ніж для фрез стандартної конструкції;
- збільшення швидкості різання  $V$  призводить до зменшення всіх складових сили різання, що особливо важливо при умові недостатньої жорсткості технологічної системи;
- підвищення подачі на зуб  $S_z$  та глибини різання  $t$  призводить до збільшення складових сили різання, особливо при обробці загартованих сталей;
- застосування від'ємних значень кута нахилу різальної кромки  $\lambda$  зменшує складові  $P_x, P_y, P_z$  сили різання, що дозволяє знизити питомі навантаження на одиницю довжини різальної кромки ножів;
- при використанні косокутної геометрії ножів торцевих фрез складова сили різання  $P_y$  перевищує складову  $P_z$ , що сприяє створенню у об'ємі різального клину напружень стиску.

### 3.1.2. Знос та стійкість чистових торцевих фрез, оснащених НТМ

Експериментальні дослідження зносостійкості ножів торцевих фрез проводилися для визначення їх оптимальної геометрії та режиму експлуатації. Відсутність досліджень стійкості з використання інструментів косокутної геометрії, оснащених НТМ, не дозволяє використовувати залежності, отримані для інших інструментальних матеріалів та інструментів прямокутної геометрії.

Досліди [126] з вивчення зношення стандартних фрез проводилися для одноножової фрези з метою виключення впливу биття ножів. Але при одноножовому фрезеруванні умови входу в зону і виходу ножа із зони різання значно відрізняються від умов багатоножового фрезерування. Пряме перенесення закономірностей, отриманих при цьому, на процес різання багатоножовими фрезами варто вважати недостатньо обґрунтованим.

Аналіз власних досліджень оброблюваності плоских поверхонь безвершинним косокутним торцевим фрезеруванням загартованих сталей (в широкому діапазоні твердості ( $45 \dots 48 HRC_E - 56 \dots 62 HRC_E$ )) і високоміцних чавунів ( $207 \dots 269 HB$ ) гексанітом-Р дозволив встановити фактори, які найбільше впливають на стійкість інструмента:

$$T = f(V, S_z, t, \gamma_n, \alpha_v, r). \quad (3.1)$$

Дослідженню підлягали торцеві фрези косокутного безвершинного багатоножового ступінчастого різання  $\varnothing 250$  мм. Кількість ножів  $Z = 24$ . Контрольний ніж встановлювався на найменшій відстані від осі фрези та з найбільшим вильотом відносно торця фрези. Інші різальні ножі фрези встановлювалися з меншим вильотом і забезпечували стабільну глибину різання контрольному ножу. Крім факторів (3.1), встановлювались залежності максимальної фаски зносу  $h_z$  по задній поверхні та шорсткості  $Ra$  від часу



різання  $T$ , довжини шляху різання  $L_p$  і площі обробленої поверхні  $F$ . Розмір  $h_3$  оцінювався шляхом фотографування передньої та задньої поверхонь різальних частин ножів в нормальних напрямках. Забезпечувались умови симетричного фрезерування.

Встановлено, що процес зносу ножів починає інтенсивно протікати вже в початковий період різання (рис. 3.3а, 3.3б) через 30–40 хв. після початку різання. На цьому етапі відбуваються мікротріщинування різального леза, причому частіше в області граничних точок різальної частини ножів. В результаті цього виникають зазублини, які виходять і на передню поверхню. Подальше переміщення зазублин здійснюється вздовж задньої поверхні ножів у напрямку вектора швидкості різання. Зазублини є концентраторами і тому надалі зношування інструменту протікає за рахунок їх поглиблення і появи нових мікротріщин на різальному лезі інструмента. В області зазублин фаска зносу вздовж задньої поверхні більша, ніж для інших точок різального леза, де мікротріщини відсутні. При досягненні зазублин значної ( $\approx 100$  мкм) глибини відбувається викришування більших частин різального матеріалу, а при значеннях  $h_3 = 0,3 - 0,4$  мм це призводить до різкого збільшення шорсткості обробленої поверхні. В окремих випадках мікро- і макротріщинування виникають на початковому етапі торцевого фрезерування (рис. 3.4).

При появі мікротріщин знос інтенсифікується на даних ділянках. При цьому спочатку виникають подряпини, які поглиблюються і призводять до появи борозн.

Сколи та мікротріщинування здійснюються у напрямку перпендикулярному до різальних кромки. Поява мікротріщин може бути пояснена циклічним навантаженням та розвантаженням різальної кромки, що призводить до знакозмінних напружень в об'ємі різального клину. Інтенсифікувати появу мікротріщин та мікротріщинувань можуть також термічні напруження, що виникають у процесі різання та холостого пробігу ножів.

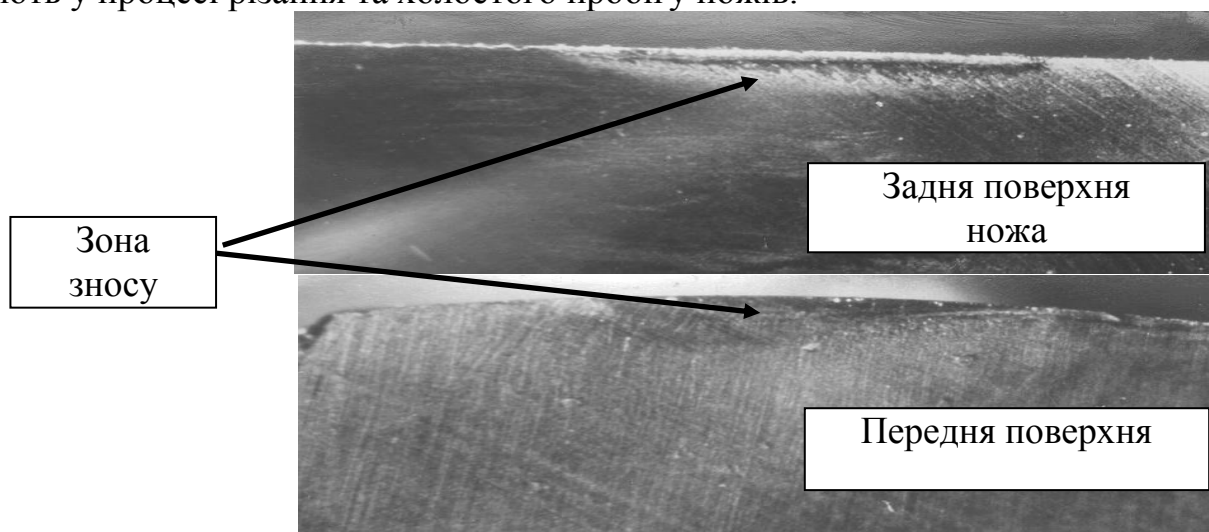


Рисунок 3.3а – Знос ножів торцевої фрези при обробці сірого чавуну СЧ21:  
 $V = 600$  м/хв;  $S = 0,4$  мм/об;  $t = 0,1$  мм;  $\gamma_n = -10^\circ$ ;  $\alpha_v = 8^\circ$ ;  $\lambda = -30^\circ$ ;  $r = 7$  мм;  
 $h_3 = 0,04$  мм;  $T = 24,75$  хв;  $L_p = 4,5$  км;  $F = 1,8$  м<sup>2</sup>;

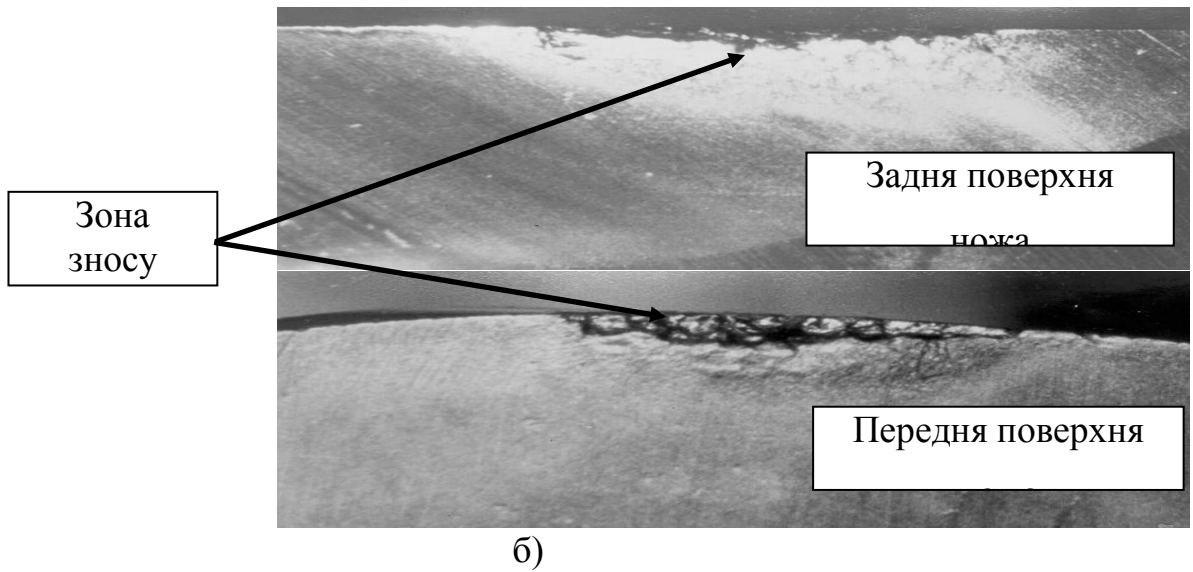


Рисунок 3.3б – Знос ножів торцевої фрези при обробці сірого чавуну СЧ21:  
 $V = 600\text{м/хв}$ ;  $S = 0,4\text{ мм/об}$ ;  $t = 0,1\text{ мм}$ ;  $\gamma_n = -10^\circ$ ;  $\alpha_v = 8^\circ$ ;  $\lambda = -30^\circ$ ;  $r = 7\text{ мм}$ ;  
 $h_3 = 0,38\text{ мм}$ ;  $T = 345,7\text{ хв}$ ;  $L_p = 78,41\text{ км}$ ;  $F = 19,8\text{ м}^2$

Відсутність мікрОВикришувань та сколів при роботі ножами, які мають оптимальну геометрію, призводить до поступового зносу задньої поверхні, що дозволяє забезпечити необхідну зносостійкість протягом тривалого часу.

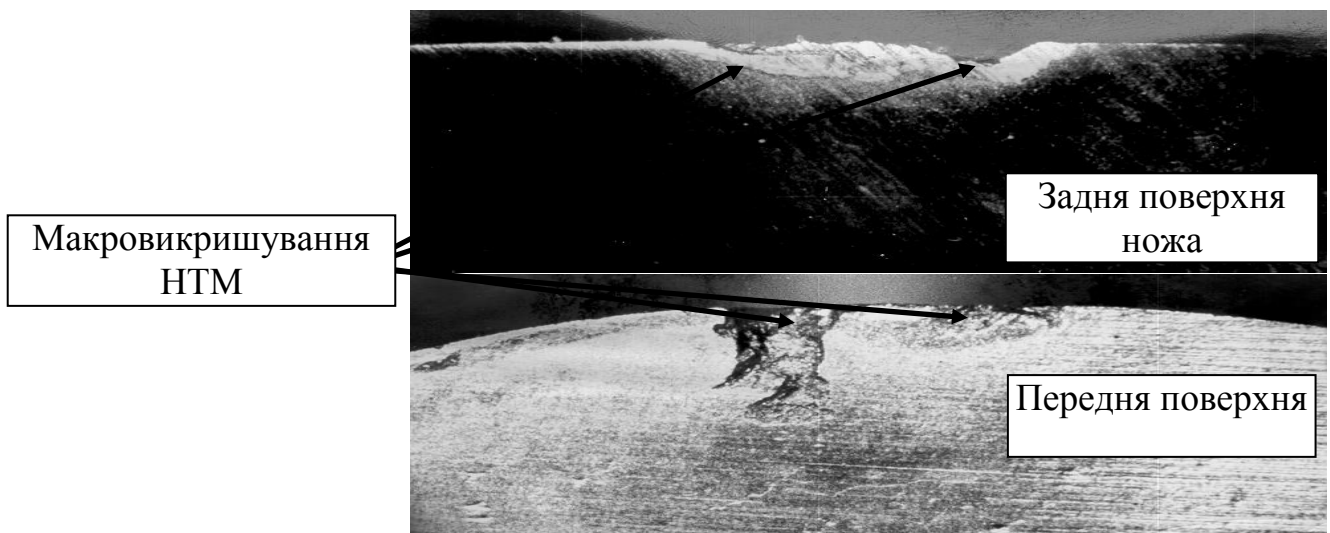


Рисунок 3.4 – МакрОВикришування частин НТМ

Крива зносу ножів торцевих фрез у залежності від площі обробленої поверхні  $F$  (рис. 3.5) має виражені ділянки припрацювання та ділянки нормального зносу з різною інтенсивністю зносу.

На рис. 3.6 наведена залежність шорсткості обробленої поверхні від величини фаски зносу  $h_3$ . Крива залежності шорсткості від фаски зносу має характер, подібний характеру, залежності наведеної вище.

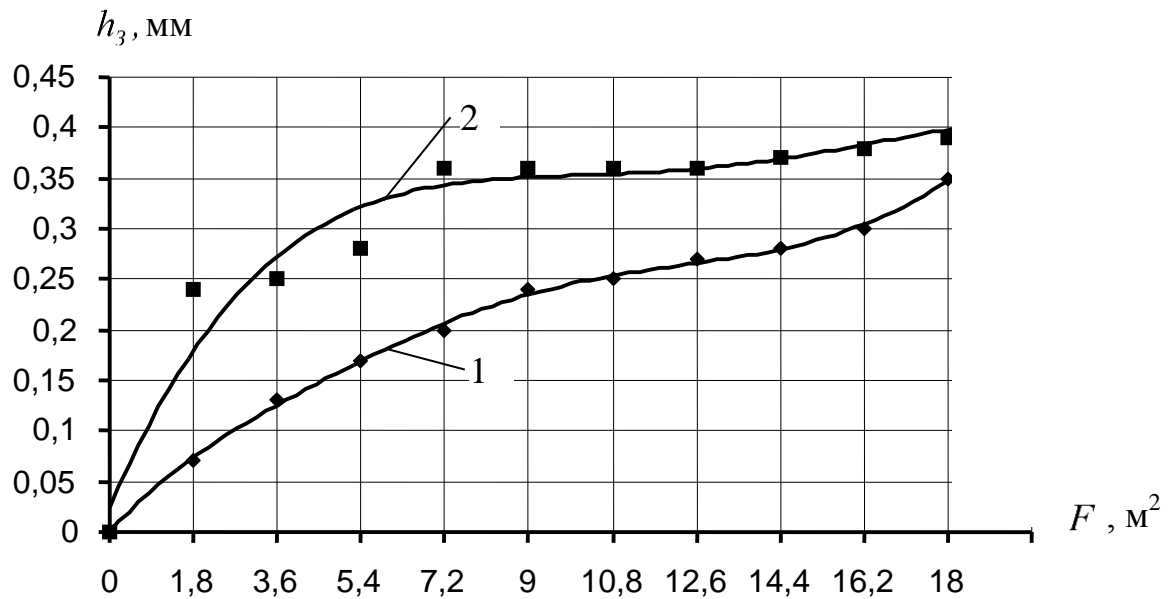


Рисунок 3.5 – Залежність фаски зносу задньої поверхні ножів  $h_3$  в залежності від площі обробленої поверхні  $F$ :

- 1 – при  $V = 600$  м/хв;  $S_z = 0,250$  мм/зуб;  $\alpha_v = 4^\circ$ ;  $\lambda = -30^\circ$ ;  $r = 13$  мм;
- 2 – при  $V = 600$  м/хв;  $S_z = 0,250$  мм/зуб;  $\alpha_v = 8^\circ$ ;  $\lambda = -50^\circ$ ;  $r = 7$  мм

Характер зношування різальних ножів фрез показує, що лунка на передній поверхні не з'являється, що пояснюється полегшенням умов сходу стружки при застосуванні косокутної геометрії.

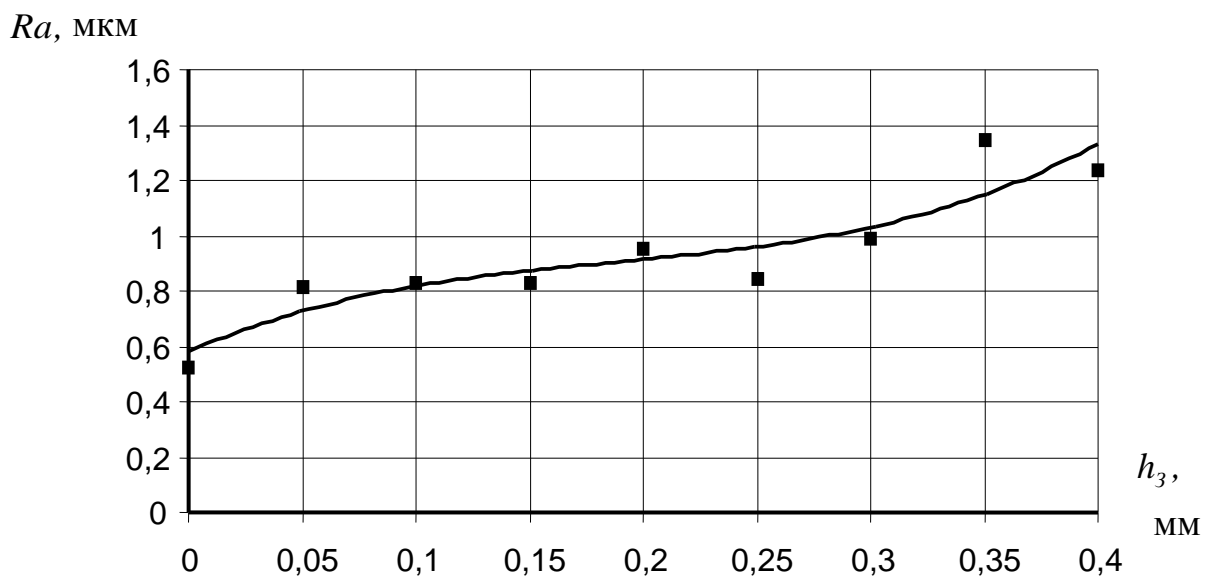


Рисунок 3.6 – Залежність середньоарифметичної висоти мікронервностей  $R_a$  від фаски зносу  $h_3$  при  $V = 600$  м/хв;  $S_z = 0,250$  мм/зуб;  $\alpha_v = 4^\circ$ ;  $\lambda = -30^\circ$ ;  $r = 13$  мм

За результатами попередніх досліджень, при обробці чавуну та загартованої сталі було встановлено, що найбільше впливають на знос ножів з НТМ (гексанітом-Р) торцевих ступінчастих фрез безвершинної геометрії швидкість різання  $V$ , подача на зуб  $S_z$  та геометричні параметри ножів фрез (задній кут в напрямку вектора швидкості різання  $\alpha_v$ , кут нахилу різальної кромки  $\lambda$ , радіус задньої поверхні  $R$ ).

Визначення оптимальної геометрії ножів торцевих фрез проводилося відповідно до методики математичного планування експерименту. Оптимізація проводилася за планом  $2^{5-2}$  при обробці чавуну СЧ21.

Рівняння регресії має вигляд:

$$Y = 0,253 - 0,035X_2 + 0,028X_3 + 0,008X_4 - 0,020X_5, \quad (3.2)$$

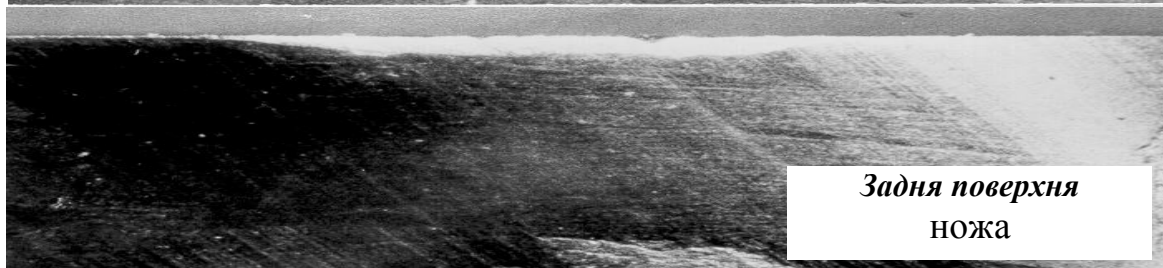
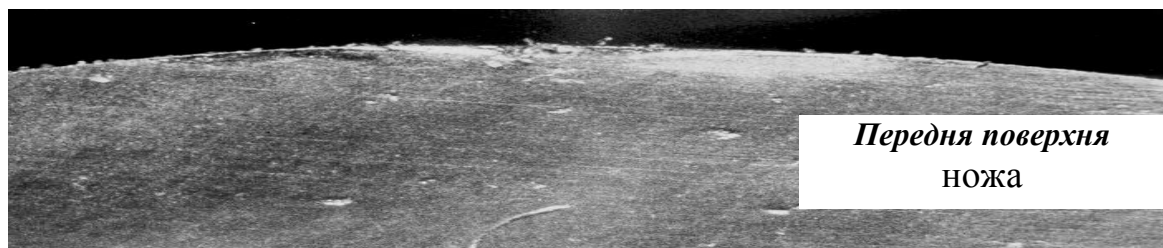
де  $X_2, X_3, X_4, X_5$  – кодовані позначення відповідно  $S_z, \alpha_v, \lambda, r$  (коефіцієнт, що враховує вплив швидкості різання  $V$  на фаску зношення, дорівнює нулю).

Перевірка адекватності визначалася за критерієм Фішера, що підтвердило адекватність моделі. Пошук оптимуму параметрів виконувався за методом крутого сходження, що дозволило встановити, що оптимальними режимами експлуатації торцевих фрез за умови забезпечення найбільшої стійкості при обробці сірого чавуну є: швидкість різання  $V = 700$  м/хв; подача на зуб  $S_z = 0,325$  мм/зуб; задній кут  $\alpha_v = 6^\circ$ ; кут нахилу різальної кромки  $\lambda = -45^\circ$ ; радіус задньої поверхні  $r = 10$  мм.

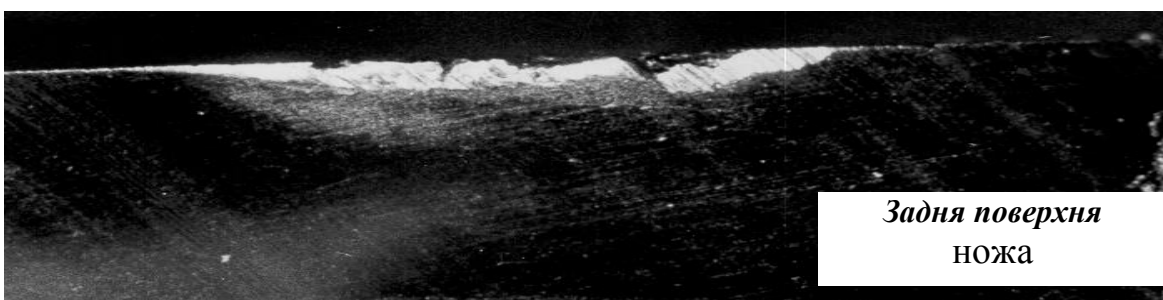
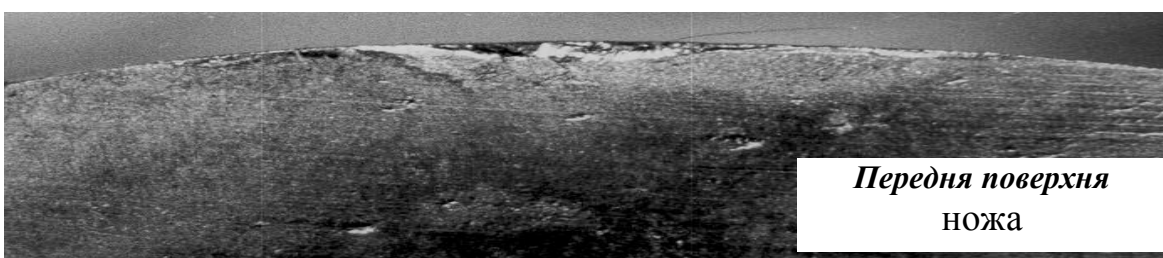
Для визначення оптимальних режимів торцевого фрезерування при обробці сталі 45 твердістю  $45..48HRC_E$  проведені дослідження характеру зносу ножів торцевих фрез в залежності від режиму різання, значення геометричних параметрів ножів вибрані на основі попередніх досліджень: задній кут  $\alpha_v = 6^\circ$ ; кут нахилу різальної кромки  $\lambda = -45^\circ$ ; радіус задньої поверхні  $r = 10$  мм.

Характер зношування ножів (рис. 3.7) не значно відрізняється від характеру зношування при обробці чавуну СЧ21. Відмінністю є те, що для неоптимальних режимів різання мікрОВикришування починаються на більш ранній стадії. Перші ознаки мікрОВикришувань з'являються через 30–40 хвилин після початку різання.

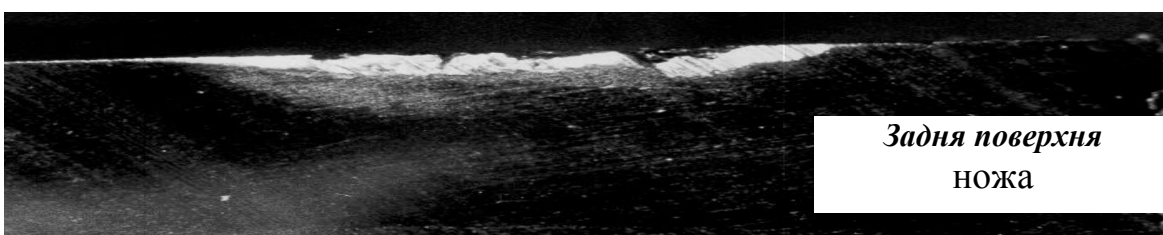
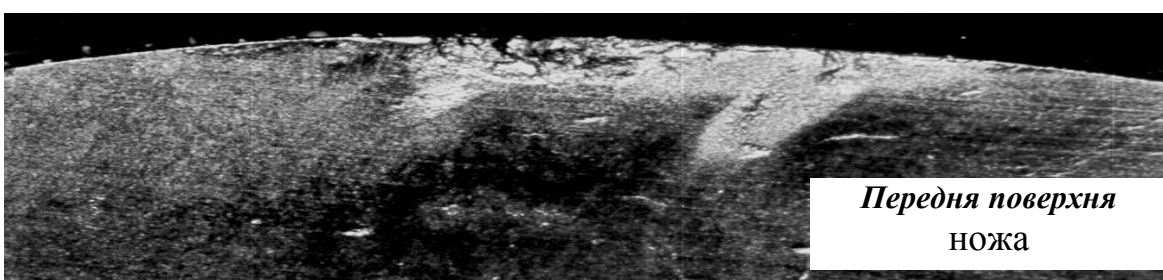
МікрОВикришування різальної кромки виникають у напрямках, перпендикулярних до різальної кромки. МікрОВикришування виходять на передню поверхню. Зношення концентрується на задній поверхні. Фаска зносу розташована у напрямку вектора швидкості різання. При досягненні фаскою зносу розмірів  $h_3 = 0,2-0,3$  мм інтенсифікуються сколи інструментального матеріалу, що різко підвищує шорсткість обробленої поверхні. При обробці сталі лунка на передній поверхні не виникає і тому про процес зношування ножів з гексаніту-Р торцевих фрез можна судити по величині фаски зносу вздовж задньої поверхні. Збільшення швидкості різання та глибини різання призводить до підвищеного зносу на початку різання, а далі знос стабілізується (рис. 3.8). При зростанні фаски зносу висота мікронерівностей збільшується і при стабілізації зносу також не змінюється (рис. 3.9).



Довжина обробленої поверхні  $L = 9,0$  м



Довжина обробленої поверхні  $L = 22,5$  м



Довжина обробленої поверхні  $L = 31,5$  м

Рисунок 3.7 – Динаміка зносу ножів торцевої фрези при обробці сталі 45 ( $45...48HRC_E$ ) при  $V = 251$  м/хв;  $S_z = 0,25$  мм/зуб;  $t = 0,08$  мм

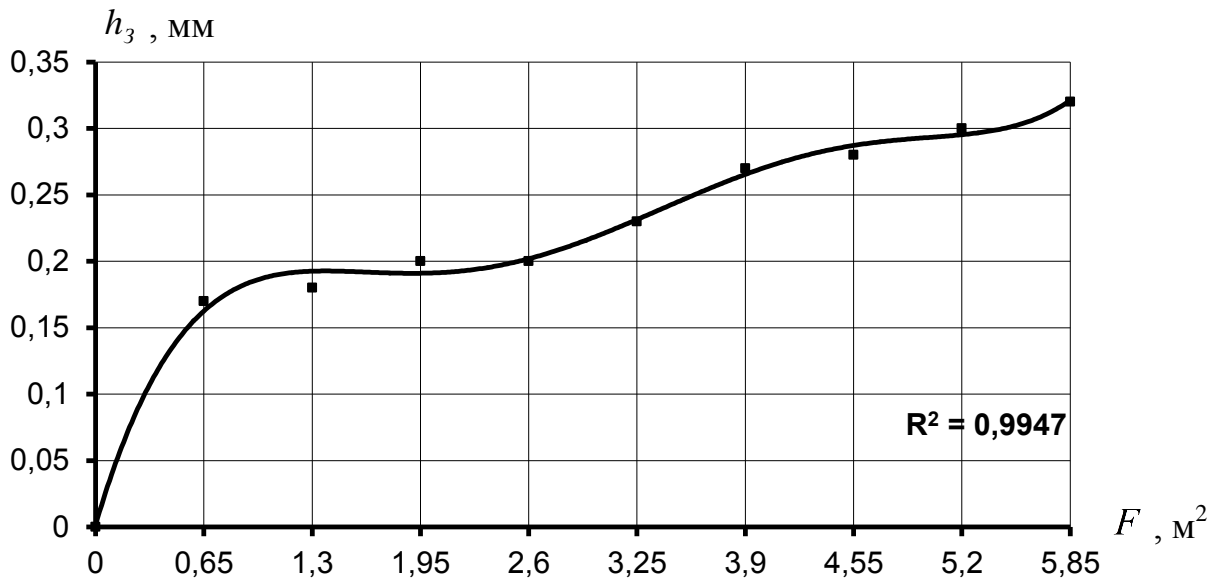


Рисунок 3.8 – Залежність фаски зносу задньої поверхні ножів  $h_3$  в залежності від площі обробленої поверхні  $F$  при  $V = 314$  м/хв;  $S_z = 0,325$  мм/зуб;  $t = 0,08$  мм;  $\alpha_v = 6^\circ$ ;  $\lambda = -45^\circ$ ;  $r = 10$  мм

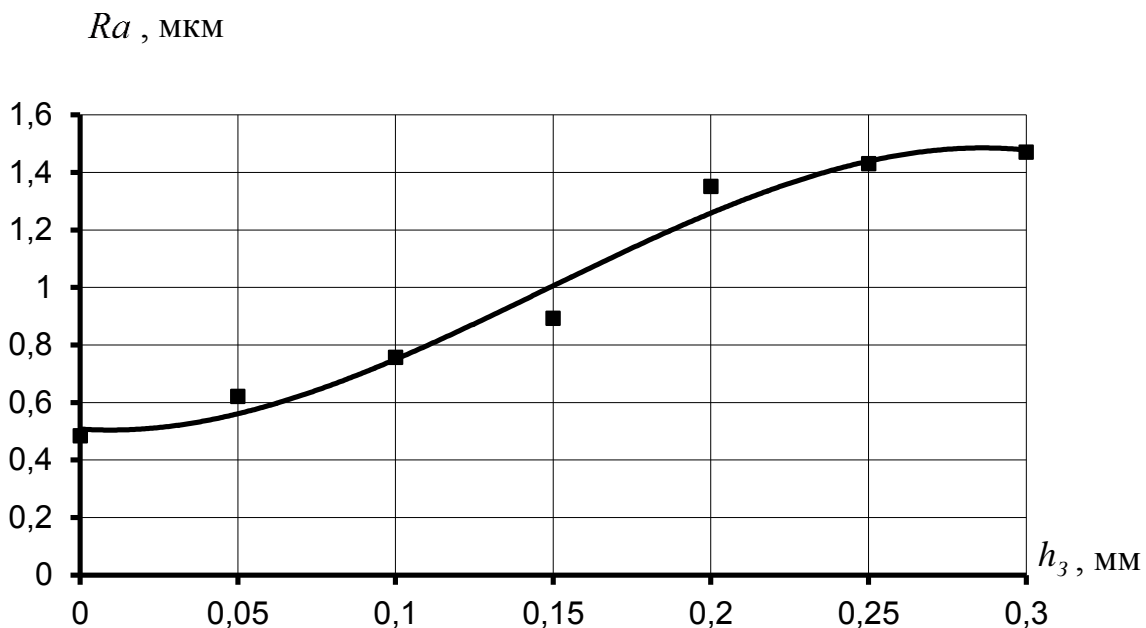


Рисунок 3.9 – Залежність середньоарифметичної висоти мікронерівностей  $Ra$  від фаски зносу  $h_3$  при  $V = 314$  м/хв;  $S_z = 0,250$  мм/зуб;  $t = 0,08$  мм

При мінімальних значеннях глибини різання  $t$  характер зносу змінюється, крива  $h_3 = f(F)$  має чітко виражену ділянки припрацювання, нормального та катастрофічного зносу (рис. 3.10).

Дослідження впливу режимних параметрів на характер зносу дозволило встановити, що швидкість різання  $V$ , подача на зуб  $S_z$  та глибина різання  $t$

суттєво впливають на знос ножів косокутної геометрії торцевих фрез з гексанітом-Р.

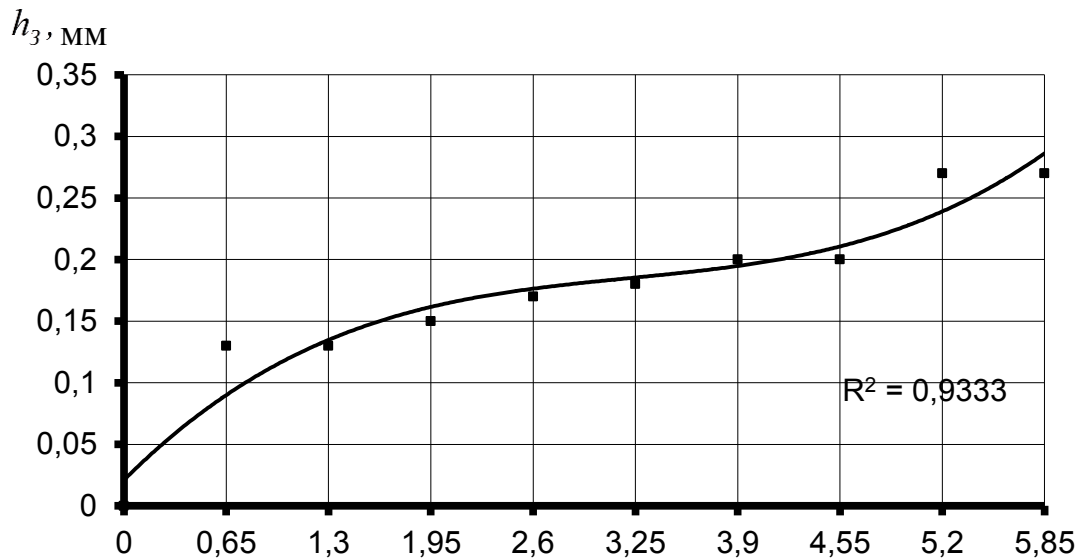


Рисунок 3.10 – Залежність фаски зносу задньої поверхні ножів  $h_3$  в залежності від площі обробленої поверхні при  $V = 314$  м/хв;  $S_z = 0,325$  мм/зуб;  $t = 0,06$  мм

Використання градієнтних методів пошуку оптимальних значень режимів різання дозволило встановити, що оптимальними режимами експлуатації торцевих фрез із застосуванням косокутної геометрії ножів є швидкість різання  $V = 280$  м/хв, подача на зуб  $S_z = 0,25$  мм/зуб; глибина різання  $t = 0,06$  мм, при цьому період стійкості складає до 400 хвилин машинного часу при забезпеченні шорсткості поверхні до  $Ra = 1,25$  мкм.

Дослідження зносу ножів торцевих фрез, оснащених надтвердими матеріалами, показали, що:

1. Застосування косокутної геометрії ножів торцевих фрез з гексанітом-Р призвело до збільшення довжин різальних кромek ножів, які беруть участь в обробці, і підвищення загальної стійкості інструменту  $T$ .

2. Оптимальними для обробки чавуну СЧ21 є: швидкість різання – 700 м/хв; подача на зуб – 0,325 мм/зуб; задній кут в напрямку вектора швидкості різання –  $6^\circ$ ; кут нахилу різальної кромки –  $\lambda = -45^\circ$ ; радіус задньої циліндричної поверхні – 10 мм.

3. Оптимальними для обробки загартованої сталі 45 є режими різання: швидкість різання – 280 м/хв; подача на зуб – 0,25 мм/зуб; глибина різання чистовим ножом – 0,06 мм.

4. Для оптимальних режимів експлуатації та геометричних параметрів стійкість ступінчастих фрез косокутного різання з НТМ становить не менше 400

хвилин машинного часу при площі обробленої поверхні в  $20 \text{ м}^2$  і  $6 \text{ м}^2$  відповідно чавуну і загартованої сталі.

### 3.1.3. Шорсткість оброблених поверхонь при чистовому торцевому фрезеруванні

Шорсткість обробленої поверхні при торцевому ступінчастому фрезеруванні вивчалася як у перерізі, що проходить через вісь фрези (переріз 1–1) і в напрямку поздовжньої подачі, так і в перерізі, паралельному (переріз 2–2), вздовж ширини оброблюваної деталі (рис. 3.11) зі зміщенням  $X_i$ .

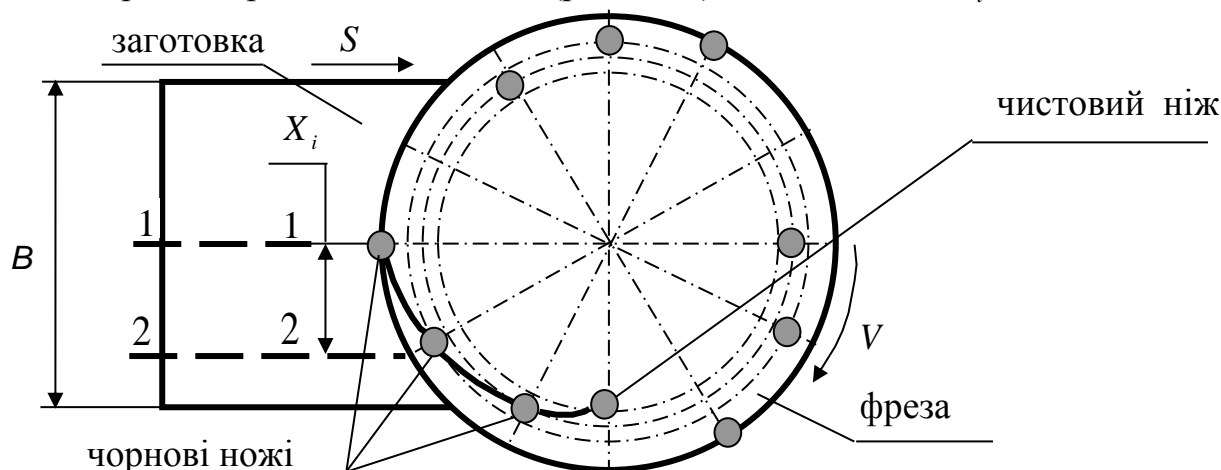


Рисунок 3.11 – Схема розташування фрези відносно заготовки

Враховуючи характер процесу утворення нерівностей шляхом копіювання форми різальних кромek інструмента, наявність фізико-механічних процесів та динамічних явищ при багатолезовому різанні, дійсна висота мікронерівностей значною мірою відрізняється від теоретичної, розрахункової шорсткості [17]:

$$Rz = Rz_{розр} + \Delta Rz + \Delta Rz_g + \Delta Rz_{\Sigma}, \quad (3.3)$$

де  $\Delta Rz$  – враховує вплив фізико-механічних явищ при різанні;

$\Delta Rz_g$  – враховує вплив динамічних явищ при різанні;

$$\Delta Rz_{\Sigma} = \Delta_{уст} + \Delta_{np} + \Delta_{фр} + \Delta_{ел} + \Delta_{геом} + \Delta_{кін} + \Delta_{дин}, \quad (3.4)$$

де  $\Delta_{уст}$ ,  $\Delta_{np}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок установки та закріплення заготовки на верстаті та нерівномірності припуску заготовки;  $\Delta_{фр}$ ,  $\Delta_{ел}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок установки і закріплення фрези на верстаті та взаємного розташування різальних ножів фрези;  $\Delta_{геом}$ ,  $\Delta_{кін}$ ,  $\Delta_{дин}$  – зміна висоти мікронерівностей за рахунок похибок та мінливості геометричних, кінематичних та динамічних параметрів верстата.

Тому дійсна висота мікронерівностей значно відрізняється від розрахункової. Невизначеність складових залежності (3.3) потребує проведення дослідів для встановлення впливу геометричних параметрів та режиму різання на шорсткість оброблюваних поверхонь.

Відомі дослідження шорсткості обробки при торцевому фрезеруванні проводилися в умовах однозубого фрезерування. Оскільки в реальних умовах



одночасно в різанні беруть участь декілька ножів, змінюється динаміка фрезерування, а це може призвести до відхилення дійсної висоти мікронерівностей від даних, отриманих при однозубому фрезеруванні.

З метою виявлення основних факторів (режимів, геометрії), що впливають на кінцеву шорсткість  $Ra_z$ , і для встановлення їх оптимального значення для обробки фрезами  $\varnothing 100 \dots 500$  мм використовувались доведені до підвищених норм точності фрезерні верстати 6P12, 6M13. Вимірювання шорсткості проводилося профілографом-профілометром "Калібр ВЕІ". Дослідження шорсткості виконані на загартованих сталях 45, 40Х, 9ХС, У8, Х18Н10Т та чавуні СЧ21 показали, що  $\Delta R_z$  за своїми значеннями може значно перевищувати суму складових:  $Rz_{розр} + \Delta R_z + \Delta R_{z_g}$  і особливо при різанні з малими товщинами зрізу.

Для порівняльних досліджень впливу умов одно- і багатоножового фрезерування на шорсткість поверхні при фрезеруванні косокутними фрезами з гексанітом-Р проводилася обробка чавуну СЧ21 при  $V = const$  з різними подачами на зуб. Профіль обробленої поверхні в обох дослідях формував чистовий ніж ( $\gamma = -10^\circ$ ,  $\alpha_v = 10^\circ$ ,  $r = 10$  мм,  $\lambda = -45^\circ$ ). Дані досліджень зведені в табл. 3.2.

Таблиця 3.2 – Вплив умов фрезерування на шорсткість поверхні

Кількість ножів фрези	$R_A$ , мкм при подачі на зуб						
	0,039	0,063	0,100	0,156	0,250	0,394	0,625
Один	0,600	0,763	0,834	0,985	1,072	1,342	2,154
Дванадцять	0,422	0,440	0,504	0,608	0,760	1,150	1,644

Як видно з рис. 3.12, кількість ножів  $Z$ , що беруть участь у різанні, значною мірою впливає на шорсткість обробленої поверхні.

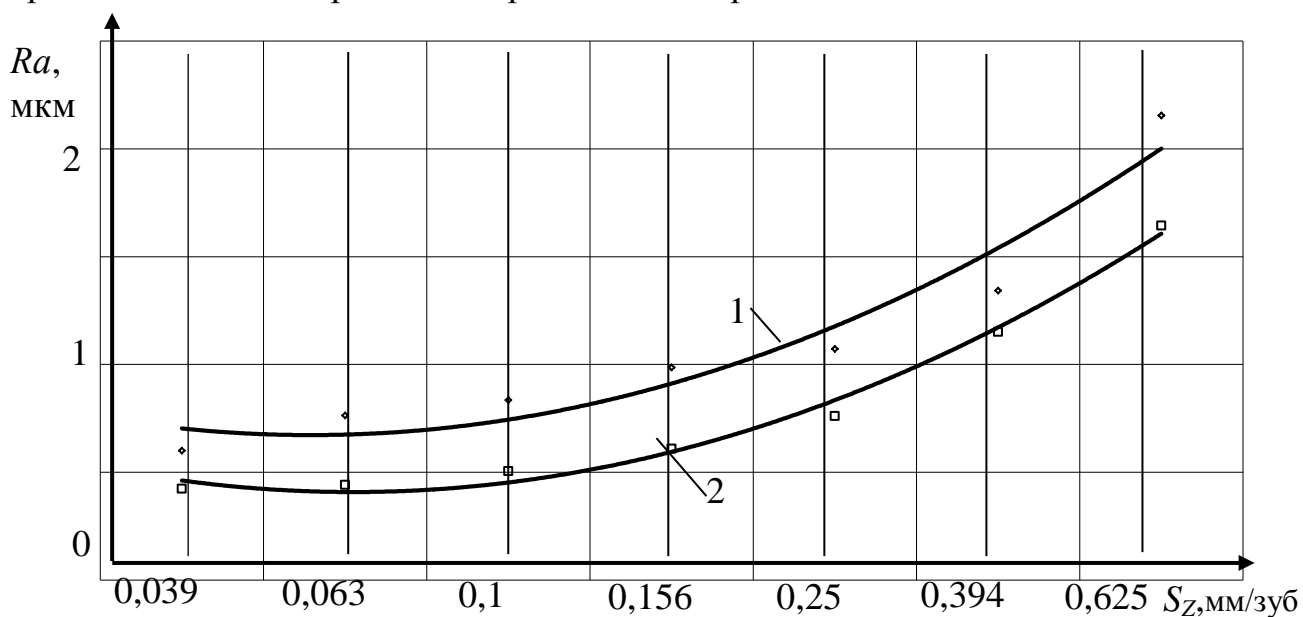


Рисунок 3.12 – Залежність шорсткості обробленої поверхні  $Ra$  від подачі на зуб  $S_z$ ; матеріал – СЧ21: графік 1 – при фрезеруванні одноножовою фрезою; графік 2 – при фрезеруванні багатоножовою фрезою

Вплив швидкості різання на шорсткість обробки вивчався при обробці плоских зразків торцевою фрезою діаметром 125 мм із  $Z = 12$  (табл. 3.3). Глибина різання чистовим ножом складала  $t = 0,10$  мм, подача на зуб  $S_z = 0,25$  мм/зуб; геометрія ножа –  $\lambda = -45^\circ$ ,  $\gamma_n = -10^\circ$ ,  $\alpha_v = 8^\circ$ ,  $r = 10$  мм, оброблюваний матеріал – сталь ШХ15 (52...56HRC<sub>E</sub>) і чавун СЧ21 (матеріал різальної частини ножів – гексаніт-Р).

Таблиця 3.3 – Вплив швидкості різання на шорсткість обробки

Оброблюваний матеріал	$Ra$ , мкм при швидкості різання $V$ , м/с						
	0,81	1,30	2,06	3,22	5,02	8,01	10,40
Сталь ШХ15 (52...56HRC <sub>E</sub> )	0,385	0,518	0,705	0,607	0,559	0,523	–
Чавун СЧ21	2,402	2,338	1,396	1,183	0,785	0,783	0,760

Залежність  $Ra = f(V)$  показана на рис. 3.13. Розмір дійсної висоти мікронерівностей  $Ra$  значно перевищує висоту теоретичну висоту  $Ra_{POЗP}$ , що є загальною закономірністю різання з малими товщинами зрізу. Збільшення швидкості різання призводить до наближення  $Ra$  до  $Ra_{POЗP}$ . В експериментах відносна висота мікронерівностей визначалася за формулою:

$$K_A = \frac{Ra}{Ra_{POЗP}}. \quad (3.5)$$

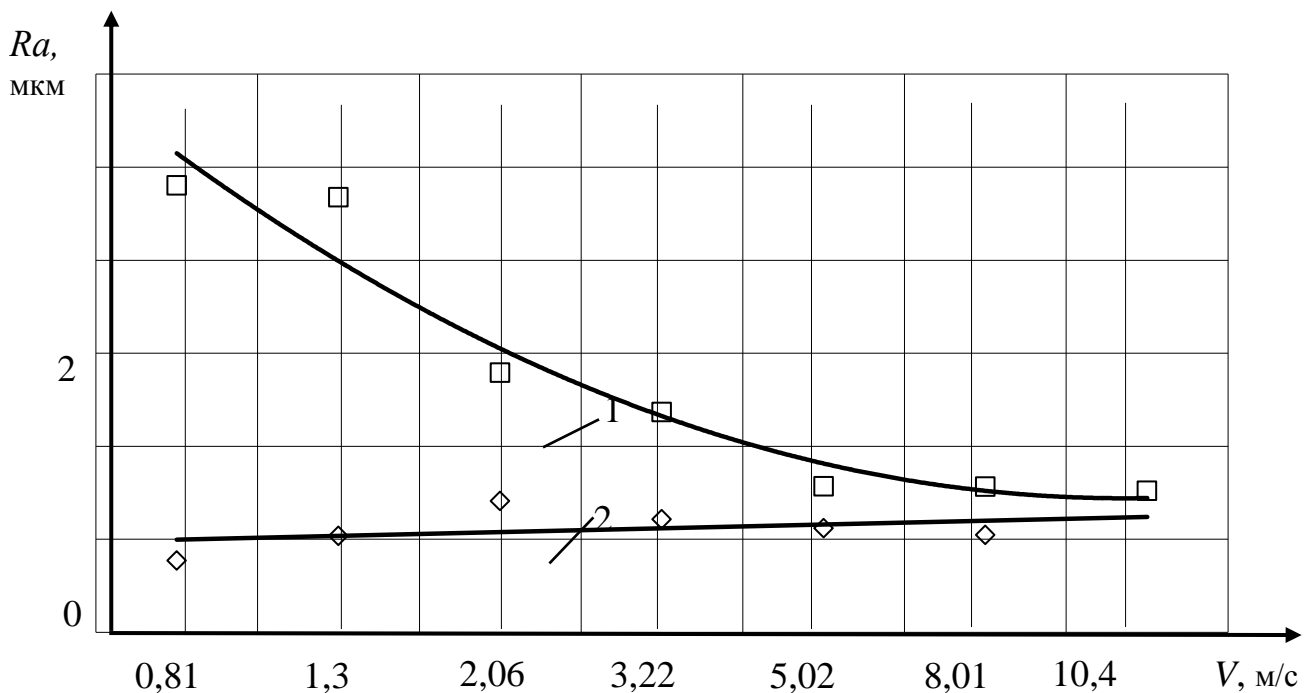


Рисунок 3.13 – Залежність шорсткості обробленої поверхні  $Ra$  від швидкості різання  $V$  при  $t = 0,1$  мм,  $S_z = 0,25$  мм,  $\lambda = -45^\circ$ ,  $r = 10$  мм:  
1 – чавун СЧ21; 2 – сталь ШХ15 (52...56 HRC<sub>E</sub>)

В основному усі отримані значення  $Ra$  перевищують розрахункові значення шорсткості  $Ra_{POЗP}$  в 1,5...41,5 рази. Особливо великі  $K_A$  характерні для різання з малими перерізу зрізу і пояснюються впливом складових  $\Delta Ra_g$  і  $\Delta Ra_z$  на шорсткість поверхонь. Це видно з табл. 3.4 для найбільш вживаних на практиці швидкостей і подач.

За даними табл. 3.4 видно, що шорсткість (а отже і  $K_A$ ) значною мірою залежить від  $Sz$ , оскільки остання визначає відношення  $b/a$  і частку пластичної деформації в загальній площі перерізу зрізу.

Отже, косокутна геометрія ножів при малих перерізах зрізу не дозволяє одержати шорсткість, близьку до теоретичної. З іншого боку, збільшенням подачі на зуб можна домогтися мінімальної різниці між  $Ra$  і  $Ra_{POЗP}$ .

Таблиця 3.4 – Вплив швидкості різання і подачі на зуб на шорсткість обробки

№ з/п	Оброблюваний матеріал	Швидкість різання $V$ , м/с	$Ra$ , мкм при подачі на зуб $Sz$			
			0,125	0,250	0,315	0,400
1	2	3	4	5	6	7
1	Сталь 45 52HRC <sub>E</sub>	1,64	-	0,569	0,750	0,701
2		3,30	0,598	0,712	0,825	0,743
3		5,20	0,438	0,797	0,787	0,837
4	Сталь 40X 55HRC <sub>E</sub>	1,64	-	1,322	1,212	1,193
5		3,30	0,604	0,669	0,643	0,656
6		5,20	0,606	1,030	1,031	0,987
7	Сталь 9XC 60HRC <sub>E</sub>	1,64	-	1,843	1,643	1,387
8		3,30	1,093	0,850	1,181	1,262
9		5,20	0,758	1,025	1,043	1,168
10	Сталь У8 24HRC <sub>E</sub>	1,64	-	1,025	1,418	1,262
11		3,30	0,762	0,812	0,712	0,712
12		5,20	0,862	1,019	1,025	1,037
13	Сталь X18H10T 55HRC <sub>E</sub>	1,64	-	1,293	2,131	2,100
14		3,30	0,468	1,462	3,575	4,037
15		5,20	2,006	2,275	5,050	8,050
$Ra_{POЗP}$ ( $r = 10$ мм; $\lambda = -45^0$ ; $t = 0,1$ мм)			0,195	0,781	1,240	2,000

Більш глибоко вплив швидкості різання на шорсткість поверхні вивчався при обробці плоских поверхонь торцевою фрезою діаметром 125 мм з числом ножів  $Z = 12$ . Глибина різання  $t = 0,10$  мм,  $Sz = 0,25$  мм/зуб,  $\lambda = -45^\circ$ ,  $\gamma_n = -10^\circ$ ,  $\alpha_v = 8^\circ$ ,  $r = 10$  мм, оброблювальні матеріали – сталь ШХ15 (інструментальний матеріал – ельбор-Р) і чавун СЧ21 (інструментальний матеріал – гексаніт-Р). Швидкість різання змінювалась в межах  $V = 0,84 \dots 10,4$  м/с.

З рис. 3.14 видно, що зі збільшенням швидкості різання шорсткість  $Ra$  поверхні обробленого чавуну особливо різко зменшується в межах  $V = 1,30...5,02$  м/с.

Характер залежності  $Ra = f(V)$  при обробці сталі ШХ15 інший. Мала залежність шорсткості обробки може бути пояснена малою інтенсивністю застійних явищ. Тому швидкість різання можна встановити виходячи з умови забезпечення максимальної стійкості  $T$ , а не мінімальної шорсткості  $Ra$ .

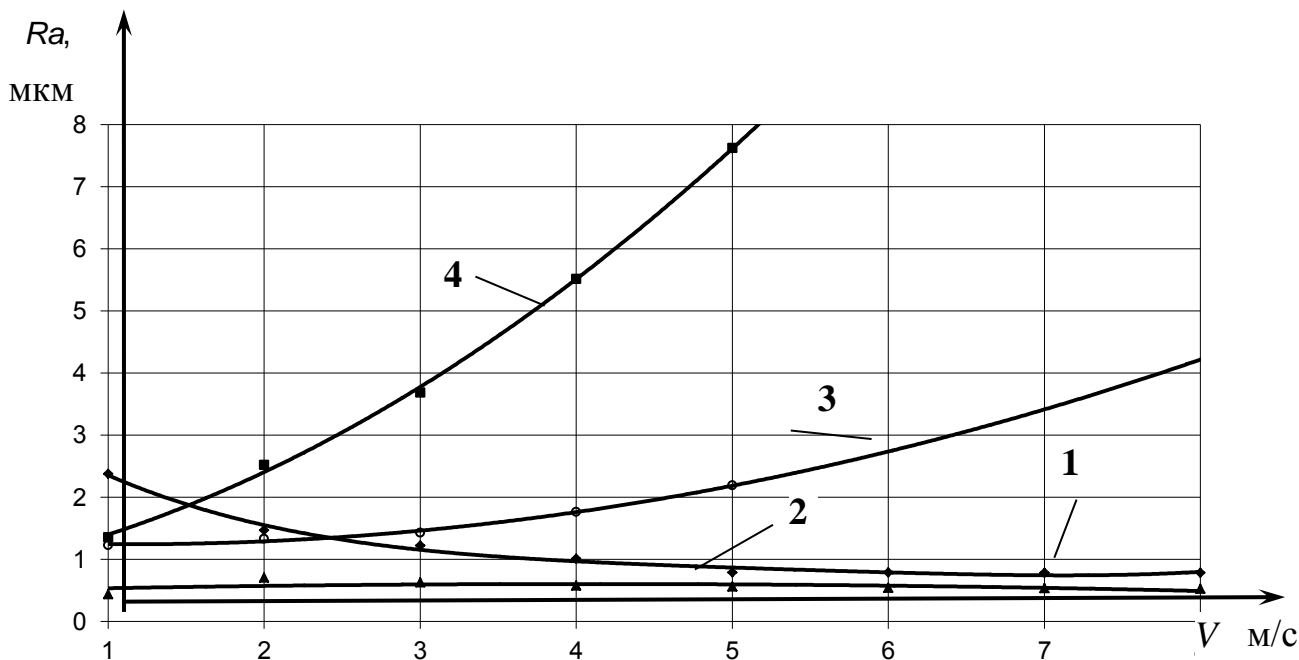


Рисунок 3.14 – Залежність шорсткості поверхні  $Ra$  від швидкості різання  $V$ :  
 1 – чавун СЧ21; 2 – сталь ШХ15 (52...56HRC<sub>E</sub>); 3 – сталь Х18Н10Т ( $S_z = 0,25$  мм/зуб); 4 – сталь Х18Н10Т ( $S_z = 0,40$  мм/зуб)

Значне збільшення шорсткості поверхні з ростом швидкості різання спостерігається для сталі Х18Н10Т.

Вивчення впливу на шорсткість радіуса  $r$  задньої поверхні проводилось на плоских зразках з чавуну СЧ21 при високих швидкостях різання  $V = 21,6$  м/с з подачами на зуб  $S_z = 0,25...0,75$  мм/зуб (табл. 3.4).

Із збільшенням радіуса  $r$  збільшується і відносна висота нерівностей  $K_A$ , що свідчить про зростання інтенсивності пластичного деформування в зоні різання і особливо при мінімальних  $S_z$ . Так, для  $S_z = 0,25$  мм/зуб і  $r = 18$  мм величина коефіцієнта  $K_A$  становить 16,82. Триразове збільшення  $S_z$  при  $r = 18$  мм призводить до зменшення  $K_A$  до 3,48. Значно менша розбіжність між  $Ra$  і  $Ra_{POЗP}$  для радіуса  $r = 6$  мм. При  $S_z > 0,40$  мм/зуб  $Ra \approx Ra_{POЗP}$ .

Дані експериментів (табл. 3.4) дозволяють зробити висновок, що збільшенням радіуса задньої циліндричної поверхні не вдається досягти мінімальної шорсткості обробки.

Із збільшенням радіуса задньої поверхні теоретична висота мікронерівностей зменшується, проте зі збільшенням радіуса задньої циліндричної поверхні змінюються умови пластичного деформування стружки, що призводить до збільшення висоти мікронерівностей.

Можна припустити, що якщо має місце вплив  $r$  на  $Ra$  для такого малопластичного матеріалу як СЧ21, то вплив  $r$  на шорсткість  $Ra$  більший для матеріалів, що мають високу в'язкість.

Отже, існує оптимальне значення радіуса  $r$  задньої поверхні, який забезпечує мінімальну шорсткість оброблених поверхонь.

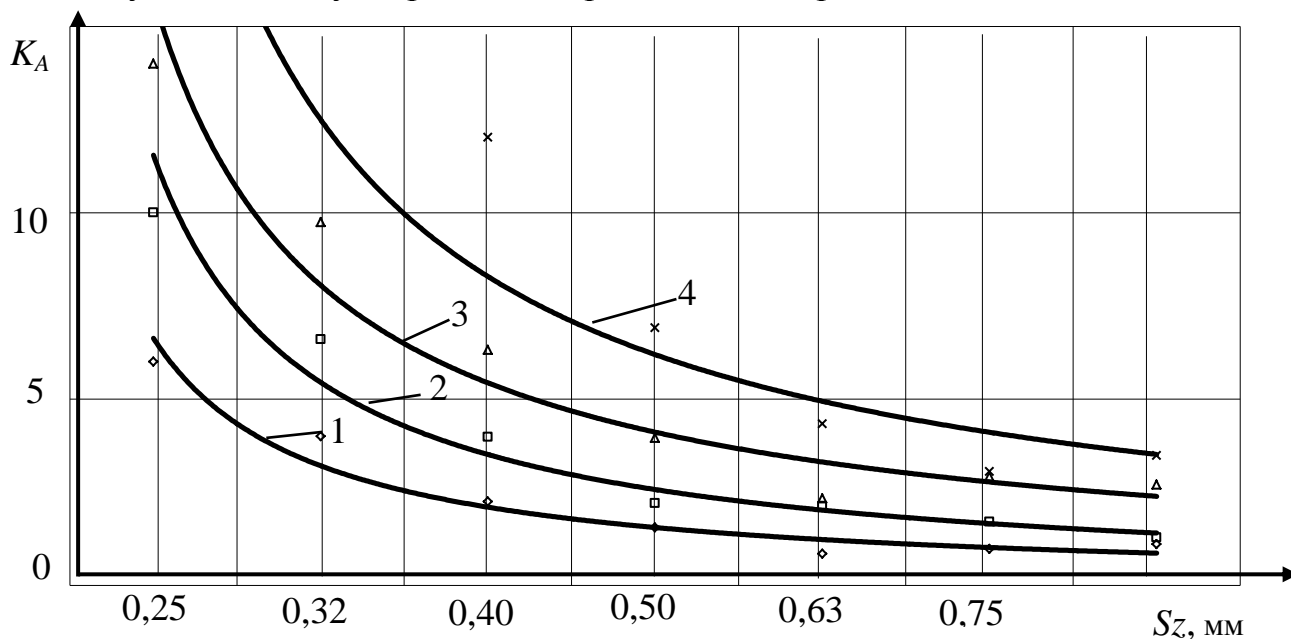


Рисунок 3.15 – Залежність відносної висоти нерівностей  $K_A$  від подачі на зуб  $S_Z$  при  $V = 21,6$  м/с, оброблюваний матеріал – чавун СЧ 21:  
 1 –  $r = 6$  мм; 2 –  $r = 10$  мм; 3 –  $r = 14$  мм; 4 –  $r = 18$  мм

Встановлення залежності шорсткості поверхні від зміщення осі симетрії деталі  $X$  відносно центра фрези косокутної безвершинної геометрії проводилось для матеріалів з різними фізико-механічними властивостями (табл. 3.5). Використовувалась фреза  $\varnothing 250$  мм. Матеріал різальної частини – гексаніт-Р.

Як видно, шорсткість зменшується при збільшенні розміру  $X$ . При цьому спочатку збільшення  $X$  майже не позначається на шорсткості  $Ra$ , а при перевищенні  $X = 40$  мм відбувається різке зниження  $Ra$ . Це дає можливість одержувати малу висоту мікронерівностей, особливо при обробці вузьких деталей.

Таблиця 3.5 - Залежність шорсткості поверхні від зміщення осі симетрії деталі  $X$

Оброблюваний матеріал	$Ra$ , мкм при зміщенні $X$ , мм					
	0	20	40	60	80	100
Чавун СЧ21	1,18	1,18	1,12	0,94	0,80	0,74
Сталь 45 (54...56HRC <sub>E</sub> )	1,20	1,19	1,13	1,00	0,95	0,90

Одночасно встановлено, що збільшення  $S_z$  призводить до збільшення  $Ra$  при  $r = 6..10$  мм, до зменшення  $Ra$  при  $r = 14$  мм і майже не впливає при  $r = 18$  мм.

Як показують результати досліджень при обробці вказаних вище загартованих сталей та чавуну найбільше впливають на шорсткість обробки такі фактори, як швидкість різання  $V$ , подача на зуб  $S_z$ , глибина різання  $t$ , кут нахилу ріжучих лез  $\lambda$  та радіус задньої поверхні ножів  $r$ .

Визначення раціональної геометрії дозволило встановити оптимальні значення геометричних параметрів та режими різання для обробки чавуну СЧ21: швидкість різання – 512 м/хв; подача на зуб – 0,26 мм/зуб; глибина різання – 0,375 мм; кут нахилу різального леза ножів –  $35^\circ$ ; радіус задньої циліндричної поверхні ножів – 10 мм.

Для визначення оптимальних режимів різання та геометрії ножів при обробці сталі 45 твердістю  $52..56HRC_E$ , обрані ті ж чинники, що і при обробці чавуну СЧ21.

Проведений аналіз показує:

1. Усі коефіцієнти рівняння регресії є значимими, при цьому в обраних інтервалах варіювання чинників найбільш значимим є коефіцієнт при подачі на зуб, що свідчить про найбільший вплив подачі на зуб на шорсткість обробленої поверхні.

2. Для зменшення шорсткості обробленої поверхні необхідно збільшувати швидкість різання, подачу на зуб, кут нахилу різальної кромки і радіус задньої поверхні, а глибину різання чистовим ножем необхідно зменшувати.

3. Результати розрахунку теоретичної шорсткості обробленої поверхні та реалізовані уявні досліди свідчать про те, що прямуюванням за градієнтом вдається знизити розмір  $Ra$  до значення  $Ra = 0,4106$  мкм, при цьому оптимальними є: швидкість різання  $V = 197$  м/хв, подача на зуб  $S_z = 0,2625$  мм/зуб, глибина різання чистовим ножем  $t = 0,04$  мм, кут нахилу різальної кромки  $\lambda = -45^\circ$ , радіус задньої поверхні ножів  $r = 10,5$  мм.

Результати розрахунку теоретичної шорсткості обробленої поверхні та реалізовані досліди показують, що прямуюванням за градієнтом вдається знизити розмір  $Ra$  до значення  $Ra = 0,755$  мкм при обробці чавуну СЧ21 та  $Ra = 0,4106$  мкм – сталі 45 твердістю  $52..56HRC_E$ .

Після визначення оптимальної геометрії та режиму експлуатації фрез проводилися порівняльні досліди якості обробки деталей фрезами чотирьох конструкцій при фрезеруванні заготовки із сірого чавуну СЧ21: 1 – фрезою стандартною, оснащеною ельбором; 2 – фрезою стандартною, що оснащена гексанітом; 3 – фрезою стандартною, що оснащена ВОК-60; 4 – фрезою косокутного різання з безвершинними різальними кромками, що оснащена гексанітом-Р. (табл. 3.6).

При збільшенні подачі на оберт понад  $S = 0,15$  мм/об відбувається різке збільшення шорсткості  $Ra$  для фрез стандартної конструкції. Зниження подачі до  $S = 0,016$  мм/об дещо зменшує шорсткість обробки, проте навіть при мінімальній

подачі на оберт шорсткість обробленої поверхні не зменшується нижче  $Ra = 0,92$  мкм.

Таблиця 3.6 – Якість обробки деталей фрезами чотирьох конструкцій

Вид фрези	$Ra$ , мкм при подачі на оберт $S$ , мм/об								
	0,016	0,025	0,039	0,063	0,100	0,156	0,250	0,394	0,625
1	0,973	0,820	0,892	1,037	1,406	1,601	1,753	1,942	більше 8 мкм
2	1,072	1,330	1,138	1,363	1,416	1,522	2,854	4,698	гірше 8 мкм
3	0,920	0,945	0,874	1,028	1,001	1,641	2,998	6,080	гірше 8 мкм
4	0,357	0,400	0,422	0,440	0,504	0,608	0,760	1,150	1,644

Залежність  $Ra$  від подачі на оберт для фрез косокутного різання з безвершинними різальними кромками інша. При збільшенні подачі шорсткість  $Ra$  суттєво зростає, при цьому при всіх значеннях подачі на оберт шорсткість обробленої поверхні значно менша по відношенню до фрез стандартної конструкції. Крім цього, фрези косокутного різання дозволяють значно зменшити висоту мікронерівностей оброблених поверхонь. Так, мінімальне значення шорсткості  $Ra = 0,357$  мкм ( $Ra = 0,92$  мкм для фрез стандартної конструкції). Фрези косокутного різання мають більш високу продуктивність, тому що, наприклад, для досягнення шорсткості обробленої поверхні  $Ra = 1,150$  мкм подача на оберт для фрез косокутного різання повинна складати  $S = 0,394$  мм/об, а для фрез стандартної конструкції подача на оберт повинна бути меншою  $S = 0,1$  мм/об.

### 3.2. Процеси механічної обробки чорновими торцевими фрезами

Експериментальні дослідження включали комп'ютерні та натурні дослідження. Оскільки розроблені моделі базуються на ряді дійсних значень процесу фрезерування частина натурних експериментів проводилась для використання їх результатів при комп'ютерному моделюванні, а ряд досліджень з метою перевірки теоретичних моделей особливостей торцевого фрезерування та встановлення залежностей між вхідними, при встановленні нових діапазонів їх зміни, та результуючими величинами.

За результатами комп'ютерних та натурних експериментів проводилась розробка рекомендацій щодо конструкції торцевих фрез оснащених НТМ, геометричних параметрів ножів фрез та режимів їх продуктивної роботи для виробництва.

#### 3.2.1. Визначення жорсткості верстата

З попередніх розділів відомо, що відповідність верстата вимогам точності та жорсткості є необхідною умовою ефективного використання інструменту з надтвердих матеріалів.

З метою перевірки даної умови для використовуваного, при експериментальних дослідженнях, вертикально-фрезерного верстату 6P12 було проведено експериментальне визначення значень жорсткості в кожному з напрямків дії складових сили різання.

Для проведення випробувань на жорсткість використовувався зразковий динамометр ДОСМ-3-02 конструкції Токарева (з індикатором часового типу з ціною поділки 0,01 мм), який дозволяє проводити навантаження до 2000 Н і індикатори переміщень з ціною поділки 0,001 мм. Направлення прикладання сили навантаження відповідає направленню відповідної складової сили різання для типу обробки, що досліджується.

За допомогою зразкового динамометра ДОСМ-3-02, при його розташуванні між шпинделем верстата, в якому закріплювалась оправка, та нерухомо закріпленою на столі жорсткою заготовкою (рис. 3.16), проводилось навантаження верстата в напрямку осей X, Y, Z.



Рисунок 3.16 – Схема вимірювання жорсткості в осьовому напрямку

Величина навантаження при проведенні досліджень складала 600 Н. Експериментальні дослідження проводились за наступною схемою навантаження: асиметричне навантаження (від 0 до 600 Н з кроком 50 Н).

Значення кожного переміщення визначалося як середньоарифметичне трьох замірів.

Результати досліджень жорсткості в напрямках: X (рис. 3.17), Y (рис. 3.18) та Z (рис. 3.19) показали, що залежність виміряних переміщень від навантаження/розвантаження носить типовий петлеподібний, близький до лінійного, характер, який описується поліномом першої степені типу  $\delta(P_i) = a \cdot P_i + b$  з коефіцієнтом достовірності апроксимації не нижче 0,97.



Значення коефіцієнтів рівняння регресії для випадків навантаження і розвантаження верстата, а також відповідні коефіцієнти достовірності апроксимації представлені в табл. 3.7.

Таблиця 3.7 – Значення коефіцієнтів лінійного апроксимуючого полінома та величини достовірності апроксимації

Коефіцієнт	X		Y		Z	
	a	b	A	b	a	b
Навантаження	0,048	-1,448	0,080	3,3194	0,055	-1,295
	$R^2 = 0,9945$		$R^2 = 0,9875$		$R^2 = 0,9967$	
Розвантаження	0,045	2,316	0,078	6,919	0,054	1,908
	$R^2 = 0,9884$		$R^2 = 0,9742$		$R^2 = 0,989$	

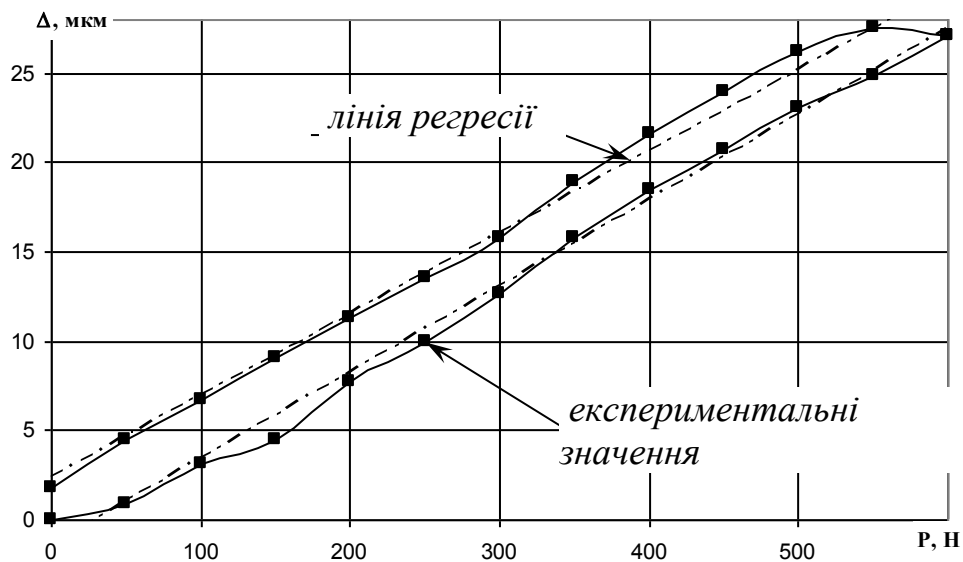


Рисунок 3.17 – Залежність деформацій від навантаження в напрямку осі X

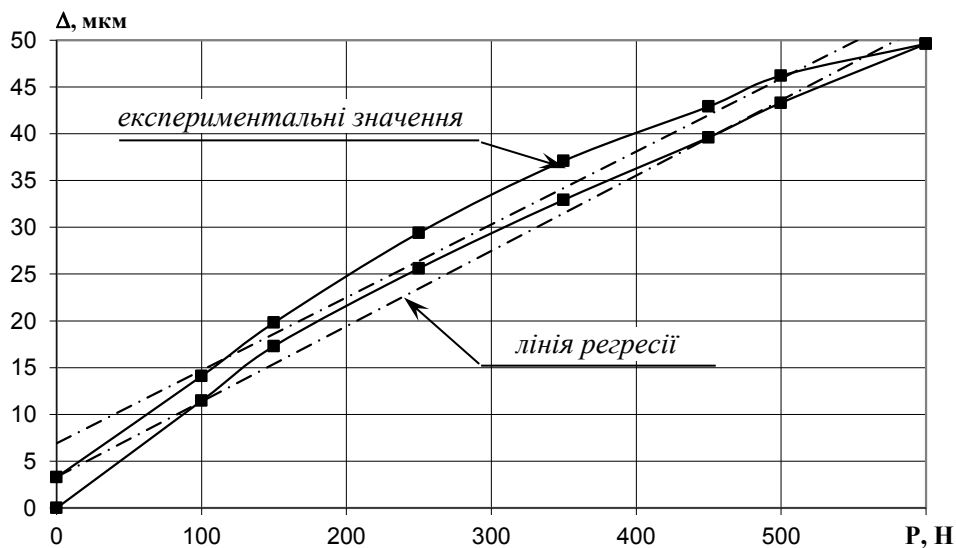


Рисунок 3.18 – Залежність деформацій від навантаження в напрямку осі Y

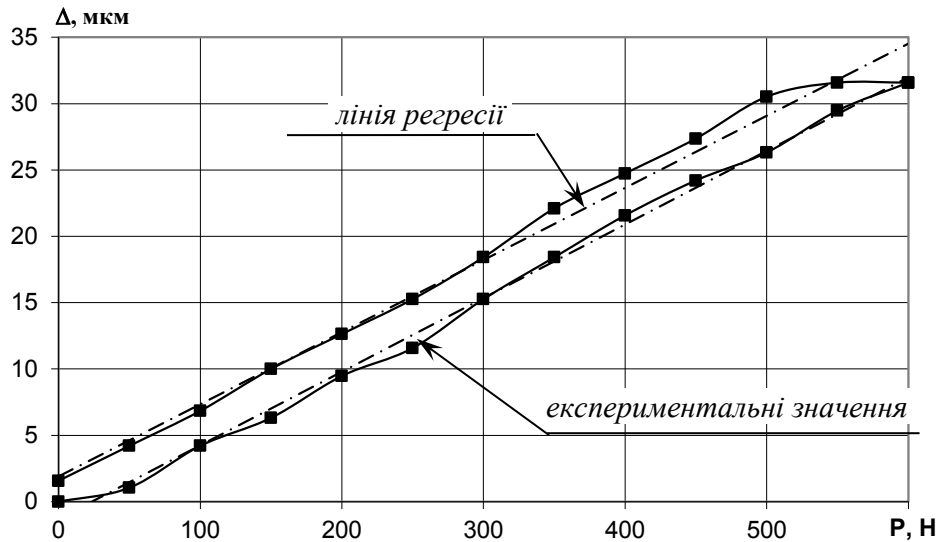


Рисунок 3.19. Залежність деформацій від навантаження в напрямку осі Z

Було встановлено, що жорсткість верстата 6P12 знаходиться в межах передбачених рекомендаціями (табл. 3.8), щодо металорізальних верстатів для ефективної експлуатації інструментів з НТМ.

Оскільки попередньо проводилось доведення верстата до норм точності і жорсткості, то значення останньої повинно становити не менш ніж для нормального класу точності – 32 Н/мкм і не більше ніж для підвищеного класу точності – 40 Н/мкм.

Таблиця 3.8 – Величини жорсткості верстата за напрямками навантаження

Жорсткість в напрямку X	Жорсткість в напрямку Y	Жорсткість в напрямку Z	MIN жорсткість	MAX жорсткість
27 Н/мкм	48 Н/мкм	32 Н/мкм	32 Н/мкм	40 Н/мкм

Отримані результати з жорсткості верстата показують доцільність використання даного консольного вертикально-фрезерного верстата моделі 6P12 для проведення подальших досліджень.

### 3.2.2. Експериментальне визначення впливу геометрії ножів фрез та режимів обробки на значення складових сили різання

При проведенні силових досліджень процесу одноножового торцевого фрезерування різальним ножем надавалась безвершинна косокутна геометрія, де змінними параметрами виступали:  $\gamma$  – передній кут;  $\lambda$  – кут нахилу головної різальної кромки;  $r$  – радіус при вершині ножа (рис. 3.20). Загострення задньої циліндричної поверхні проводилось з постійним значенням заднього кута в нормальному перерізі  $\alpha = 8^\circ$ .

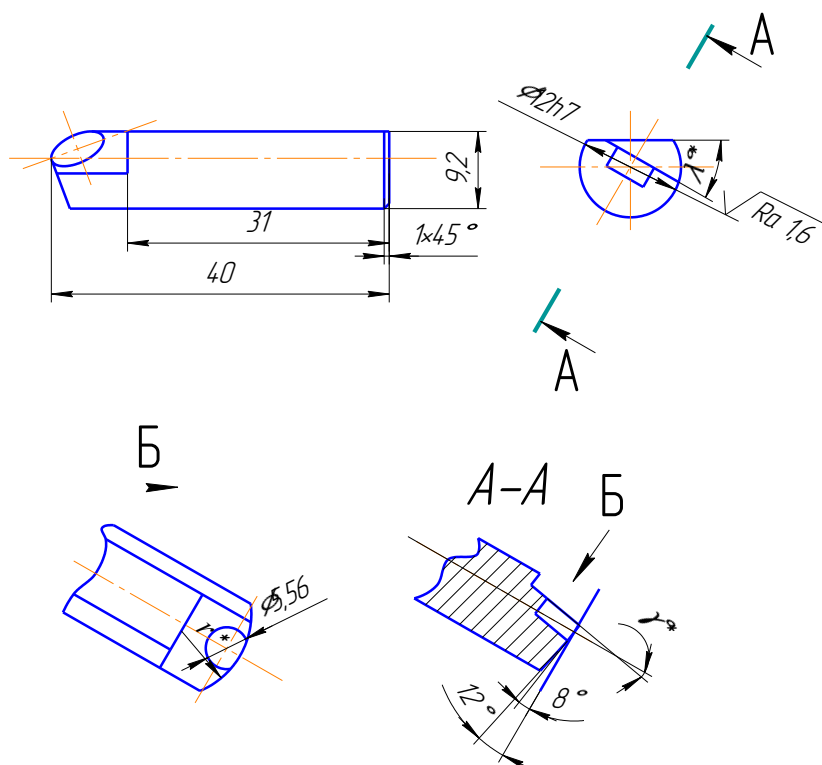


Рисунок 3.20. Геометричні параметри різальних ножів торцевої фрези

В результаті обробки експериментальних даних за методом найменших квадратів отримані числові значення постійного коефіцієнта та показників степені використаної узагальненої степеневі залежності сили різання  $P_i = C_{ip} \cdot t^{\beta_i} \cdot S^{\alpha_i} \cdot V^{\delta_i} \cdot \gamma^{\eta_i} \cdot \lambda^{\xi_i} \cdot r^{\eta_i}$ , які для кожної зі складових становлять (табл. 3.9):

Таблиця 3.9 – Значення постійного коефіцієнта та показників степені силової залежності:

При додатніх  $\lambda$

Складова	$C_p$	$t$	$\beta$	$\eta$	$\delta$	$\alpha$	$\xi$
$P_x$	3622,5	0,019	0,808	-0,066	-0,197	1,075	0,009
$P_y$	1295,03	0,0189	0,893	0,747	-0,152	0,523	0,015
$P_z$	1972,99	0,007	0,977	0,993	-0,332	1,05	-0,03

При від'ємних  $\lambda$

Складова	$C_p$	$t$	$\beta$	$\eta$	$\delta$	$\alpha$	$\xi$
$P_x$	3459,5	0,024	0,928	-0,231	-0,198	1,17	0,01
$P_y$	1225,06	0,022	0,905	0,696	-0,17	0,519	0,018
$P_z$	2005,49	0,011	1,065	0,852	-0,312	1,06	-0,027

Детальний аналіз отриманих результатів показав, що найбільший вплив на силу різання мають глибина різання та подача, менше впливають радіус

заокруглення  $r$ , швидкість різання, передній кут та кут нахилу головної різальної кромки.

В найбільшій степені зростають складові  $P_z$  та  $P_x$  при збільшенні подачі та глибини різання (рис. 3.21), що обумовлено зростанням площі контакту по передній поверхні, при цьому зростання значення складової  $P_x$  обумовлено косокутною геометрією ножа.

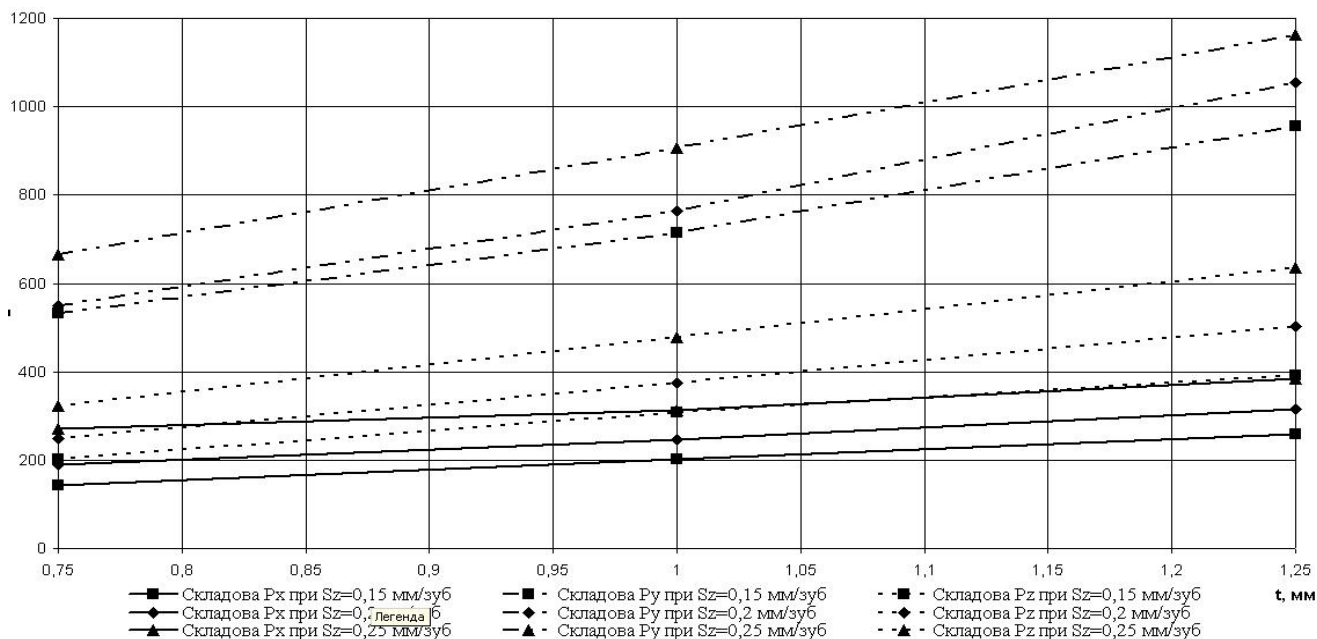


Рисунок 3.21 – Зміна складових сили різання від глибини різання ( $V=11,3$  м/с,  $r=3$  мм,  $\gamma=-5^\circ$ ,  $\lambda=0^\circ$ )

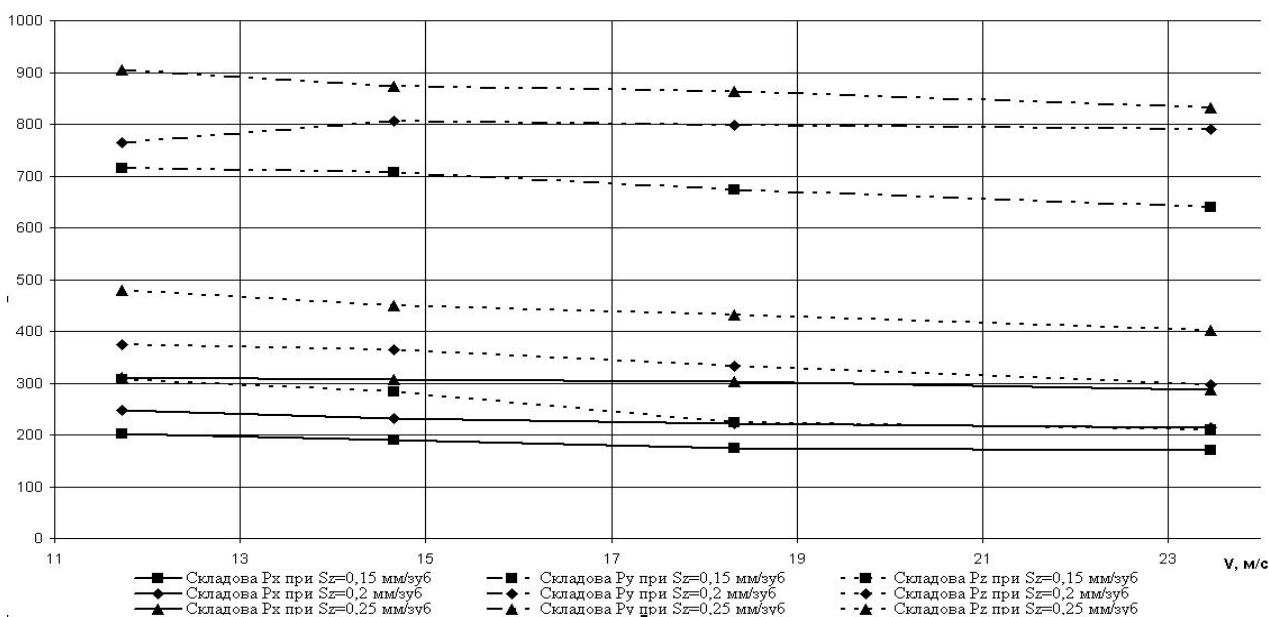


Рисунок 3.22 – Зміна складових сили різання від швидкості різання ( $r=3$  мм,  $t=1$  мм,  $\gamma=-5^\circ$ ,  $\lambda=0^\circ$ )

При збільшенні подачі в 1,67 рази зростання складових відповідно становить: складова  $P_x$  – 1,46 ... 2,16; складова  $P_y$  – 1,15 ... 1,29; складова  $P_z$  – 1,58 ... 1,84, в залежності від інших параметрів.

В усьому діапазоні досліджуваних параметрів спостерігалось спадання всіх складових сили різання (рис. 3.22) при збільшенні швидкості різання. При збільшенні швидкості різання в 2,18 рази зменшення значень складових сили різання складало для:  $P_z$  – 1,15 ... 1,22 рази;  $P_y$  – 1,08 ... 1,17 рази;  $P_x$  – 1,07 ... 1,11 рази.

Більш інтенсивне спадання значень складової  $P_z$  викликане тим, що при збільшенні швидкості спостерігається зменшення довжини ділянки контакту по передній поверхні [116].

Збільшення радіусу  $r$  в досліджуваному діапазоні призводить до незначного зменшення значення складової  $P_x$  (рис. 3.23) в 1,05 ... 1,12 рази і суттєвому збільшенню значень  $P_y$  в 1,24 ... 1,61 рази та складової  $P_z$  в 1,31 ... 1,54 в залежності від зміни інших параметрів процесу.

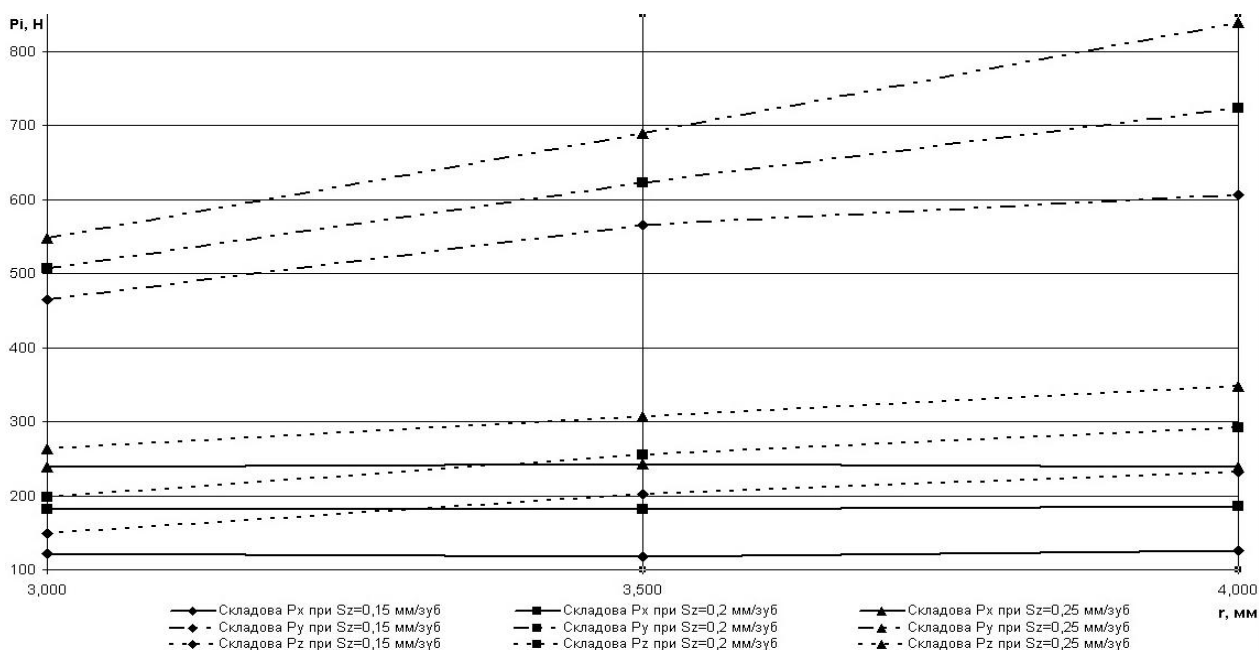


Рисунок 3.23 – Зміна складових сили різання від радіусу при вершині ( $V = 23,4$  м/с,  $t = 0,75$  мм,  $\gamma = -5^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$ )

Загострення різальної кромки по радіусу також викликає перерозподіл значимості складових сили різання. Так встановлено, що в усьому діапазоні зміни вхідних параметрів співвідношення  $P_y/P_z$  складало 1,73...3,12, яке при гостровершинному не зношеному інструменті приймає значення менші одиниці [67, 97, 116].

Визначено, що при зменшенні переднього кута  $\gamma$  (рис. 3.24) спостерігається незначне збільшення сили різання викликане збільшенням кута здвигу [116]. При зменшенні значення переднього кута в діапазоні  $-10 \dots 0^\circ$  зменшення складових

відповідно становить: складова  $P_x$  – 0,54 ... 0,83; складова  $P_y$  – 0,51 ... 0,74; складова  $P_z$  – 0,68 ... 0,94, в залежності від інших параметрів.

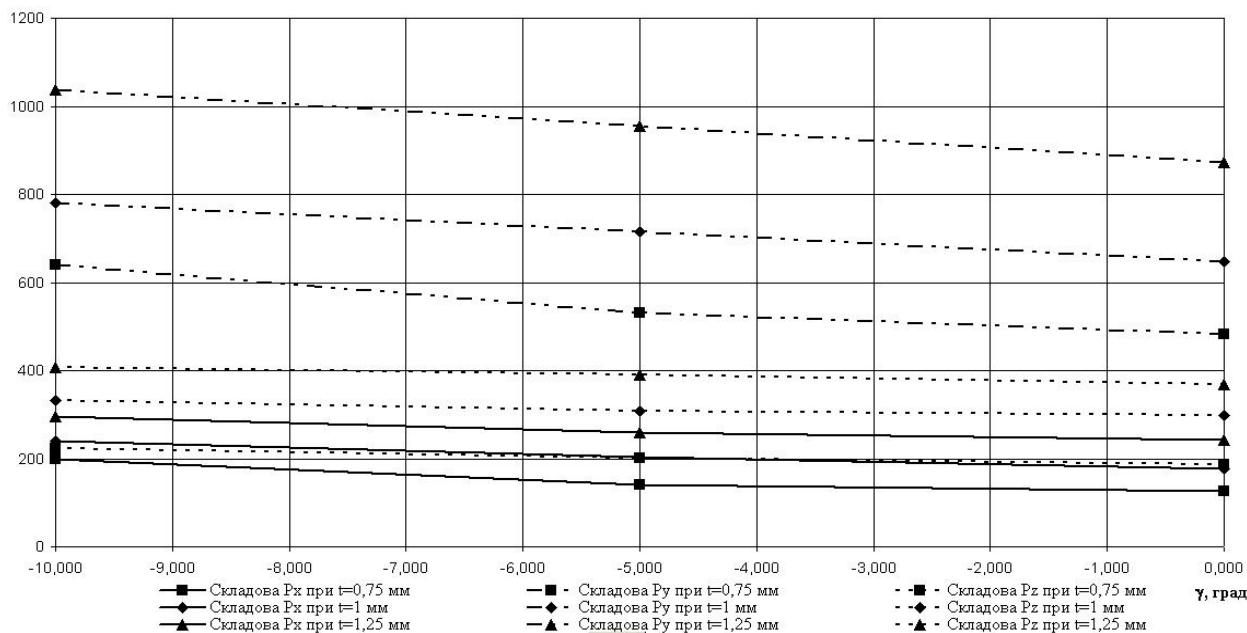


Рисунок 3.24 – Зміна складових сили різання від переднього кута ( $V=11,3$  м/с,  $r=3$  мм,  $S_z=0,15$  мм/зуб,  $\lambda=0^\circ$ )

Збільшення кута нахилу головної різальної кромки від  $-15^\circ$  до  $+5^\circ$  викликає зростання складової  $P_x$  в 1,42...2,03 і складової  $P_y$  в 1,31...1,53 рази при одночасному зменшенні складової  $P_z$  в 1,32 ... 1,58 рази.

### 3.2.3. Аналіз нормальних середніх контактних напружень на передній поверхні ножа фрези

З метою оцінки умов крихкого макроруйнування різального клину ножа фрези проводилось визначення середніх нормальних напружень на передній поверхні. Зазвичай при обробці чавунів рівень нормальних напружень не перевищує 1000 – 1200 МПа [127, 128], однак при інтенсифікації режимів обробки з метою підвищення продуктивності фрезерування виникає ймовірність досягнення напруженнями межі витривалості інструментального матеріалу, яка для використовуваного НТМ марки гексаніт-Р складає 2500 ... 3000 МПа.

За відомими значеннями складових сили різання проводився розрахунок результуючої сили та визначалась величина нормалі даної сили до передньої поверхні ножа, а також визначалась теоретична величина площі контакту ножа з матеріалом заготовки за умов проведення силових досліджень.

Оскільки дійсна площа контакту буде більшою за теоретичну, внаслідок збільшення довжини контакту через деформування зрізуваного матеріалу, проводилось її відповідне збільшення. З [128] відомою є залежність для визначення впливу товщини зрізуваного шару на довжину контакту по передній поверхні:

$$l_\gamma = C_a \cdot a^\nu, \quad (3.6)$$

де коефіцієнт  $C_a = 1$  і  $\nu = 0,46$  при обробці чавуну СЧ-20.

Враховуючи залежність (3.6) проводилось уточнення теоретичної площі контакту і нормальні середні напруження визначались як:

$$\sigma_\gamma = \frac{\overline{R_N}}{S'}, \quad (3.7)$$

де  $\overline{R_N}$  – величина нормалі результуючої сили на передню поверхню,  $S'$  – уточнена площа контакту.

Величина нормалі визначається як:

$$\overline{R_N} = R \cdot \cos(\kappa),$$

де  $\kappa$  – кут між нормаллю до передньої поверхні і вектором результуючої сили.

Значення  $\kappa$  знаходимо за наступним виразом:

$$\kappa = \frac{\pi}{2} - \arcsin(\beta_1),$$

$$\text{де } \beta_1 = \frac{P_x \sin(\alpha_1 - \lambda) - P_y \sin(\gamma) \cos(\alpha_1 - \lambda) + P_z \cos(\gamma) \cos(\alpha_1 - \lambda)}{\sqrt{\sin^2(\alpha_1 - \lambda) + \sin^2(\gamma) \cos^2(\alpha_1 - \lambda) + \cos^2(\gamma) \cos^2(\alpha_1 - \lambda)} \cdot \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2}} \quad \text{і}$$

$$\text{відповідно } \alpha_1 = \arccos\left(\frac{B - 2 \cdot \varepsilon}{D_{\phi p}}\right).$$

За формулою (3.7) визначались середні нормальні напруження значення яких в повному діапазоні зміни вхідних параметрів представлені в додатку Д. Аналіз отриманих результатів показав, що в досліджуваному діапазоні режимів і геометрії інструменту напруження складали від 1150 до 3400 МПа, що в останньому випадку викликало руйнування різального клину.

При збільшенні подачі спостерігається збільшення (рис. 3.25) величини напружень, що обумовлено більш інтенсивним зростанням сили різання по відношенню до площі контакту, в той час як зростання швидкості різання призводить до зменшення рівня напружень. Встановлено, що при збільшенні подачі в 1,67 рази збільшення напружень становить 1,05 ... 1,11 рази.

Встановлено, що зі зменшенням переднього кута  $\gamma$  в межах  $0...-10^\circ$  спостерігається збільшення (рис. 3.26) напружень в 1,35...1,43 рази, що обумовлено зміною напрямку сходу стружки і її більшою ступінню деформації при майже незмінній площі контакту.

Аналогічний характер впливу має і глибина різання збільшення якої в 1,67 рази призводить до підвищення напружень в 1,14 ... 1,28 рази.

При дослідженні впливу кута нахилу головної різальної кромки на середні нормальні напруження на передній поверхні спостерігається (рис. 3.27) зростання

величини напружень зі збільшенням  $\lambda$  від  $-15^\circ$  до  $+5^\circ$ . В діапазоні додатніх значень  $\lambda$  напруження збільшувались від 2700 до 3400 МПа при збільшенні радіуса при вершині  $r$  до 3,5 ... 4 мм, в діапазоні від'ємних значеннях переднього кута  $\gamma = -(5...10)^\circ$  та зменшенні глибини до 0,5 мм, що обумовлено інтенсивним зменшенням площі контакту.

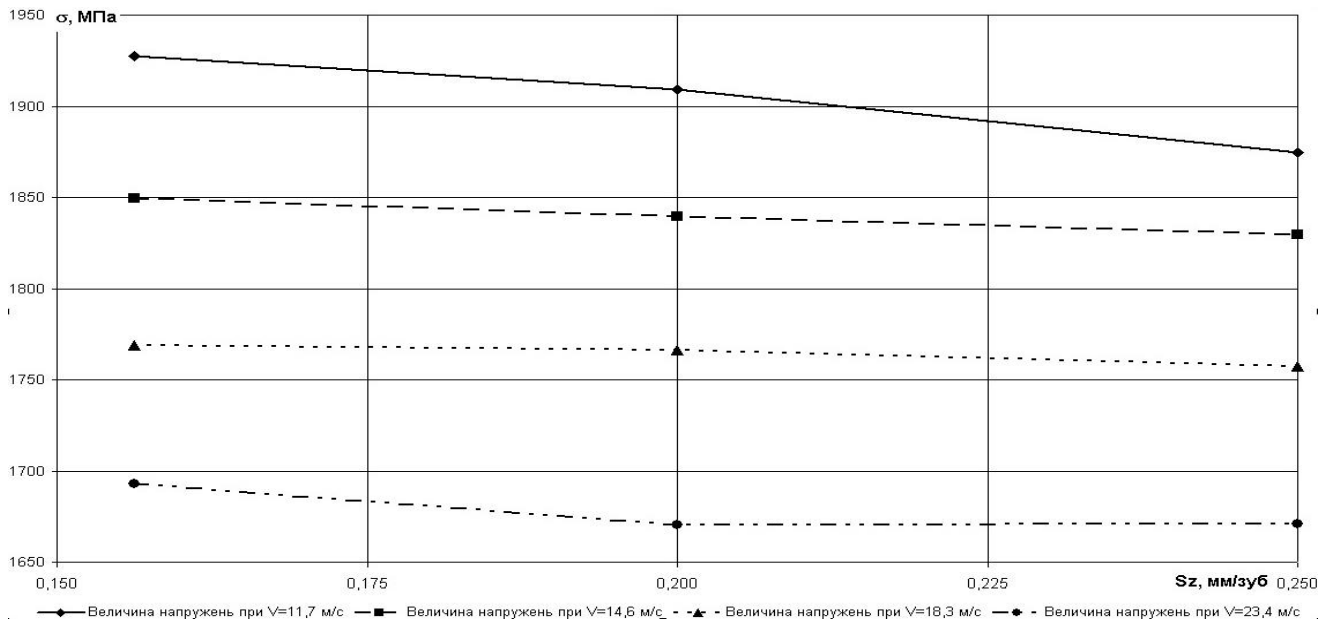


Рисунок 3.25 – Зміна середніх контактних нормальних напружень від подачі та швидкості різання ( $r=3,5$  мм,  $t=1$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ,  $\lambda = -15^\circ$ )

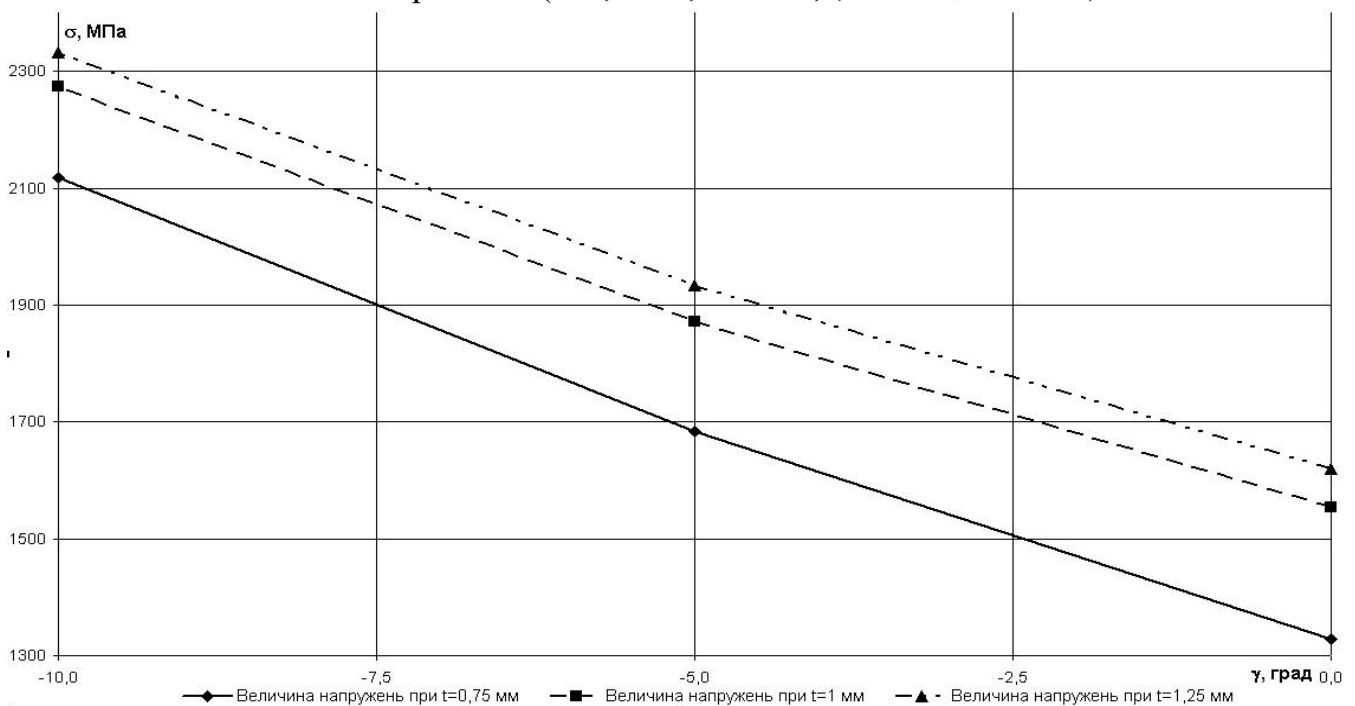


Рисунок 3.26 – Зміна середніх контактних нормальних напружень від переднього кута та глибини різання ( $r=3$  мм,  $V = 14,6$  м/с,  $S_z = 0,16$  мм/зуб,  $\lambda = 0^\circ$ )



Збільшення радіуса при вершині в 1,33 рази, за умов проведення експерименту, призводить до зростання напружень в межах 1,18 ... 1,24 рази, що обумовлено інтенсивним зростанням складової  $P_y$  внаслідок збільшення ділянки контакту по задній поверхні і відповідно результуючої сили різання.

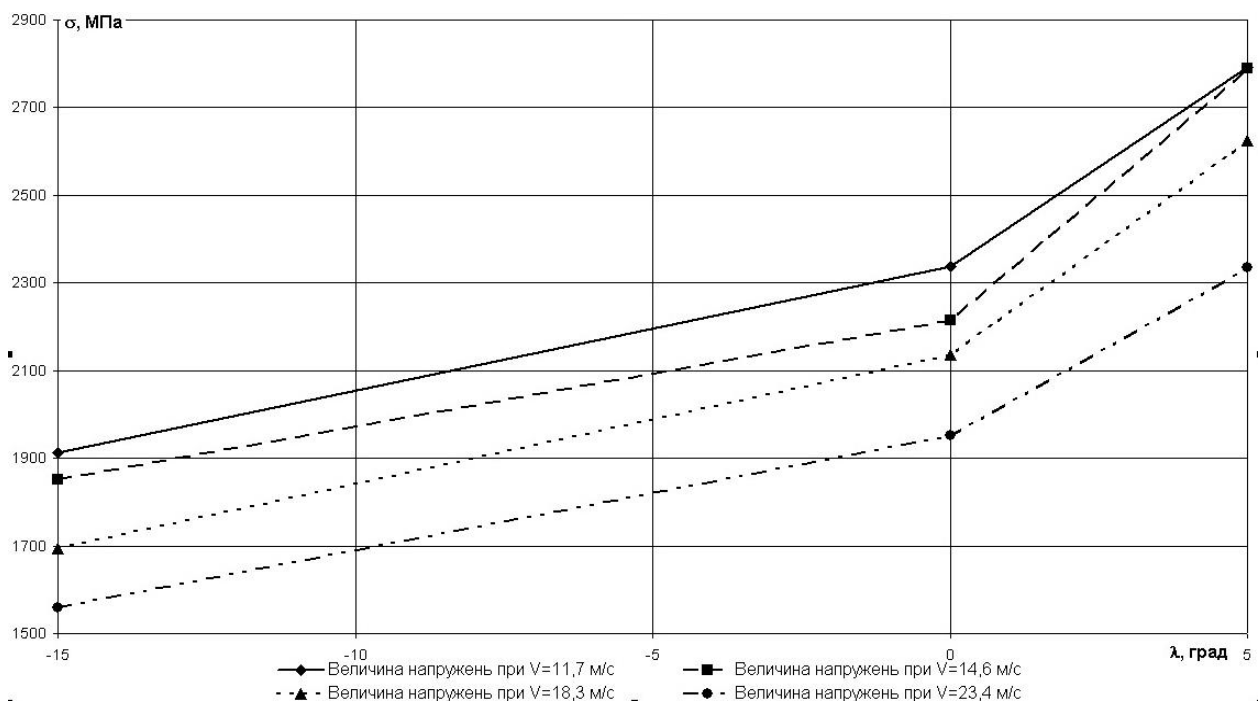


Рисунок 3.27 – Зміна середніх контактних нормальних напружень від кута нахилу головної різальної кромки та швидкості різання ( $r=3,5$  мм,  $t=1$  мм,  $\gamma = -10^\circ$ ,  $S_z = 0,15$  мм/зуб)

Аналіз експериментальних даних дозволив встановити, що рівень середніх нормальних напружень на передній поверхні інструменту в більшості випадків складає 1200 ... 1800 МПа і відповідно не сягає рівня границі витривалості використовуваного НТМ марки гексаніт-Р, однак при додатніх значеннях  $\lambda$  напруження збільшуються до рівня 2200 ... 3000 МПа, що з врахуванням перевантаження ножа при його врізанні в заготовку викликає макроруїнування різального клину та утворення сколів на різальній кромці.

### 3.2.4. Експериментальне визначення значень динамічних параметрів технологічної оброблюючої системи

Згідно методики визначення динамічних параметрів оброблюючої системи наведеної в попередньому розділі експериментально визначені амплітудно-частотні характеристики системи в кожному з напрямків складових сили різання, встановлено частоти автоколиваний системи під навантаженням та вузли яким відповідають дані автоколивання, а також визначені значення узагальненої маси, жорсткості та коефіцієнту демпфування в кожному з напрямків. За отриманими

амплітудно-частотними характеристиками (рис. 3.28 – 3.30) встановлено, що частотами виникнення резонансу є 8–9,5; 15–18 та 50–60 Гц.

Резонанс в діапазоні низьких частот (8–9,5 Гц) виникає внаслідок дисбалансу ротора двигуна. Збільшення величини амплітуди коливань та зміщення резонансу з частоти 50–55 Гц в напрямку зменшення (40–45 Гц) після довантаження стола верстата додатковою масою 2250 Н дозволило встановити, що дана частота є власною частотою стола верстата.

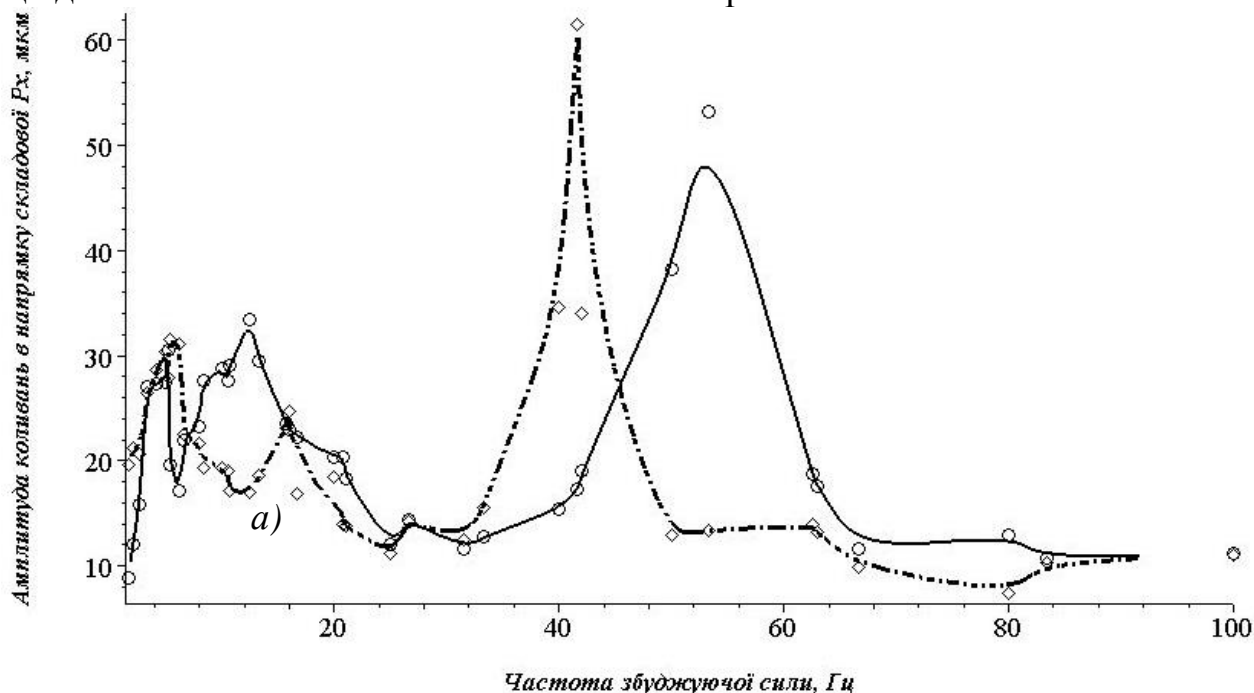


Рисунок 3.28 – Амплітудно-частотна характеристика технологічної оброблюючої системи виміряна в напрямку X

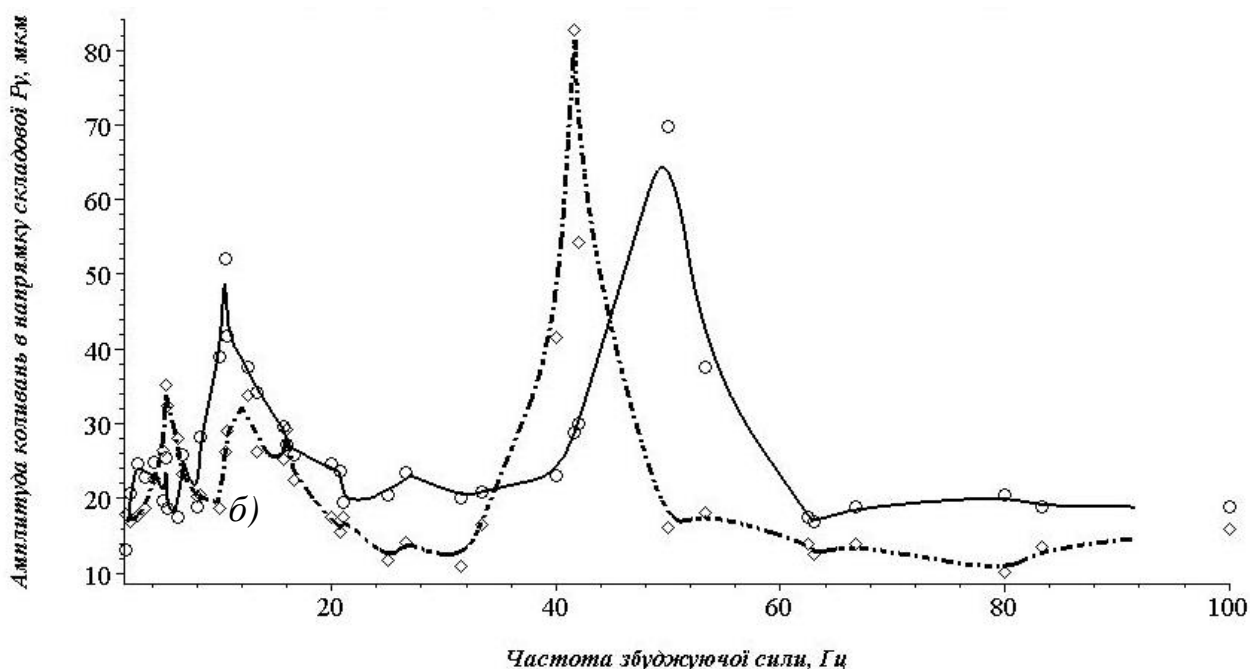


Рисунок 3.29 – Амплітудно-частотна характеристика технологічної оброблюючої системи виміряна в напрямку Y

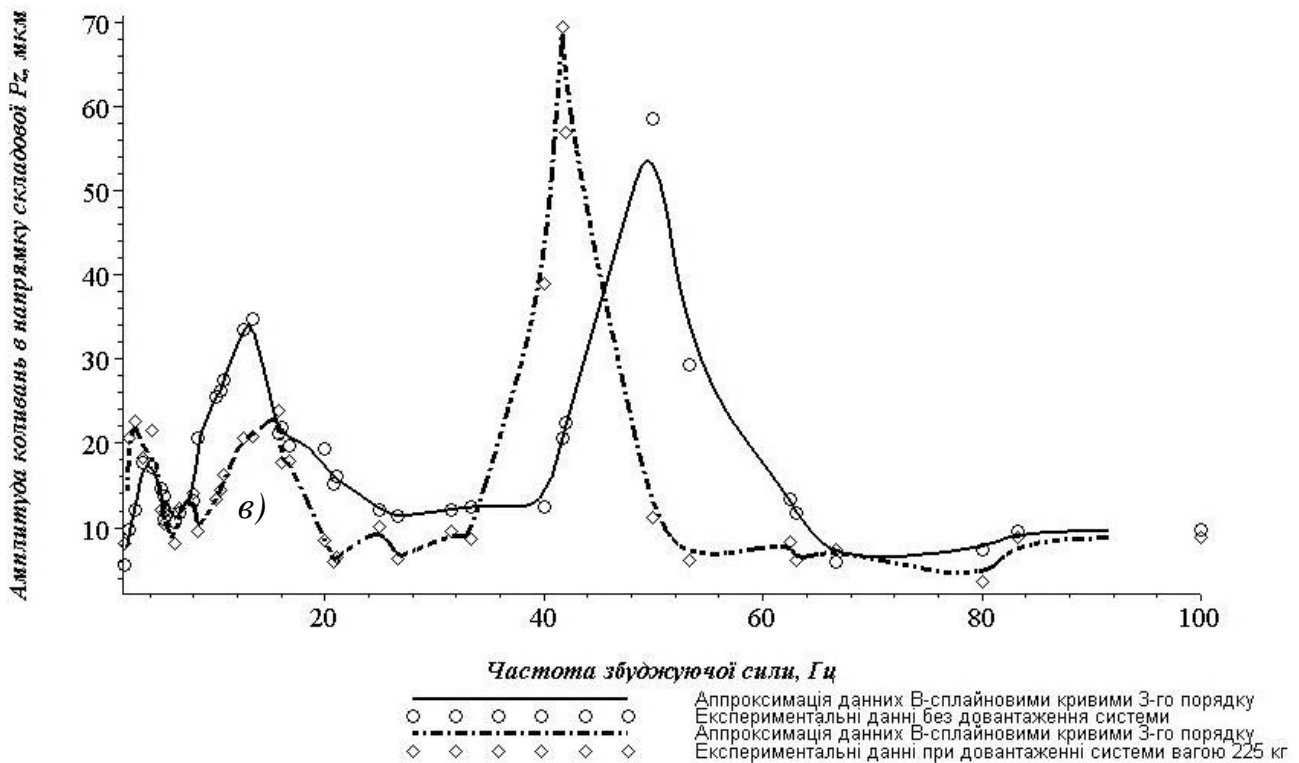


Рисунок 3.30 – Амплітудно-частотна характеристика технологічної оброблюючої системи виміряна в напрямку Z

За отриманими амплітудно-частотними характеристиками та залежностями (3.3 – 3.4) проведено обчислення значень узагальнених маси, жорсткості та коефіцієнту демпфування (табл. 3.10) в кожному з напрямків незалежно.

Таблиця 3.10 – Величини узагальнених маси, жорсткості та коефіцієнту демпфування визначені в напрямках X, Y та Z

Напряг X			Напряг Y			Напряг Z		
$m_i, H$	$C_i, H/m$	$\mu_i, H \cdot c/m$	$m_i, H$	$C_i, H/m$	$\mu_i, H \cdot c/m$	$m_i, H$	$C_i, H/m$	$\mu_i, H \cdot c/m$
3531,4	$3,96 \cdot 10^8$	$19,9 \cdot 10^3$	4806,4	$4,84 \cdot 10^8$	$21,1 \cdot 10^3$	5122,6	$5,05 \cdot 10^8$	$22,5 \cdot 10^3$

Отримані значення узагальнених маси –  $m_i$ , жорсткості –  $C_i$  та коефіцієнту демпфування –  $\mu_i$  реальної технологічної оброблюючої системи дозволяють проводити подальші аналітико експериментальні розрахунки за моделями мінімуму коефіцієнту динамічності та сумарних значень складових сили різання при багатоножовій обробці, які базуються на динамічних явищах, що характеризуються отриманими величинами.

### 3.2.5. Дослідження впливу режимів і схеми обробки та геометрії ножа фрези на його перевантаження при врізанні

За умови співпадіння розрахункового характеру навантаження ножа фрези з його оптимальним характером наявною буде мінімізація інтенсивності вимушених коливань викликаних врізанням ножа.

Тому в якості характеристики оцінки перевантаження ножа фрези при перехідному процесі обирався мінімум різниці між оптимальним, при якому значення коефіцієнту динамічності дорівнює  $K_d = 1$ , і розрахунковим характером навантаження  $\Delta = (f(\tau/\tau_0) - f(\gamma, \lambda, r, D_{фрези}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau)) \rightarrow \min$ . За методом найменших квадратів проводилось розбиття інтервалу зміни кута різання з певним кроком. В нашому випадку розбиття проводилось на 100 рівних кутових інтервалів –  $\Delta\theta = \frac{\theta_1 - \theta_3}{100}$ . Підставляючи значення узагальнених маси, жорсткості та коефіцієнту демпфування (табл. 3.10) в кожному з вузлів, проводилось обчислення квадрату різниці між оптимальним і розрахунковим значенням. За отриманими значеннями обраховували дисперсію (3.8) між оптимальним та розрахунковим характером навантаження, яка в подальшому виступала як характеристика різання.

$$D = \frac{(f_{i=1...m}(\tau/\tau_0) - f_{i=1...m}(\gamma, \lambda, r, D_{фрези}, S_z, n, t, \varepsilon, B, \tau))^2}{m} \rightarrow \min \quad (3.8)$$

Дослідження показало, що зміна швидкості різання не впливає (рис. 3.31) на перевантаження ножа фрези, в той час як зменшення радіуса при вершині ножа в діапазоні 2,5 ... 20 мм призводить до зменшення дисперсії в 1,1 ... 1,16 рази, за умов проведення дослідження. Вплив радіуса при вершині на шукану дисперсію носить нелінійний характер, аналіз якого дозволив встановити, що швидкість збільшення дисперсії спадає зі збільшенням радіусу.

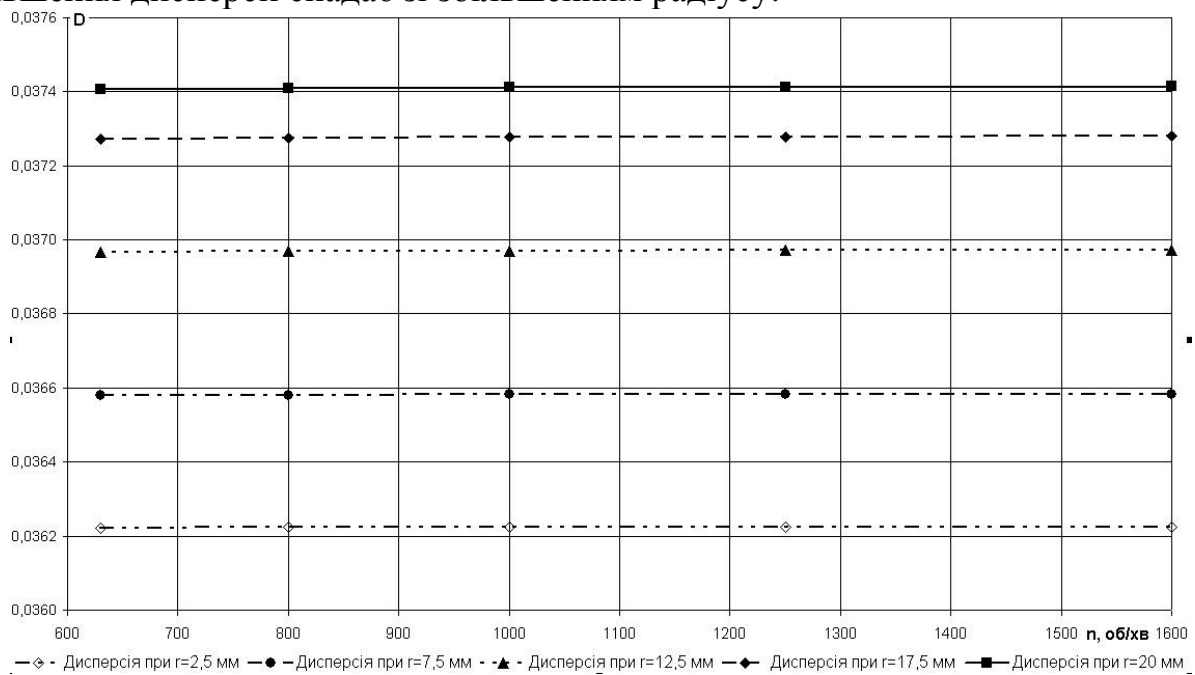


Рисунок 3.31 – Вплив швидкості різання та радіуса при вершині на шукану дисперсію ( $R_\phi=150$  мм;  $\gamma=-10^\circ$ ;  $\lambda=-10^\circ$ ;  $S_z=0,15$  мм/зуб;  $t=0,25$  мм;  $u_C=100$ )

Встановлено, що зі зменшенням глибини різання спостерігається лінійне інтенсивне зменшення дисперсії (рис. 3.32) в 1,29...1,37 рази, в той час як

збільшення подачі призводить до зменшення дисперсії в межах 1,12...1,19 рази в залежності від інших значень вхідних параметрів.

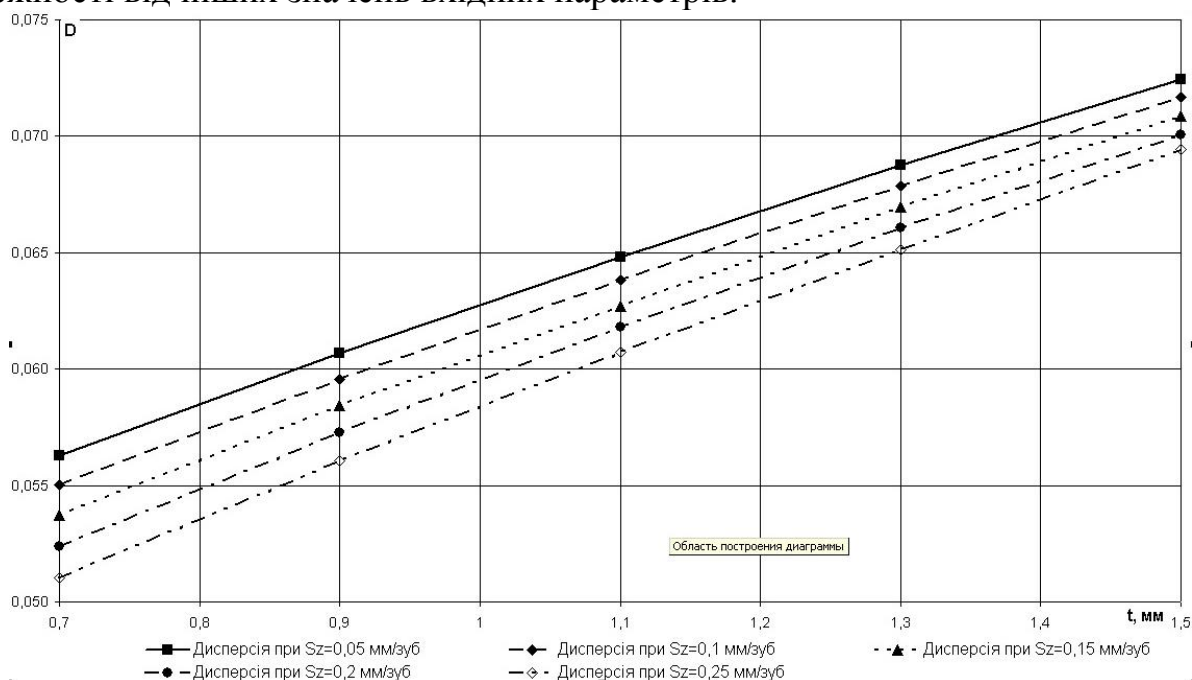


Рисунок 3.32 – Вплив глибини різання та подачі на шукану дисперсію ( $R_{\phi}=150$  мм;  $\gamma=-15^{\circ}$ ;  $\lambda=-20^{\circ}$ ;  $r=3$  мм;  $y_C=100$ ;  $n=800$  об/хв)

Виявлено значний і екстремальний вплив кута нахилу головної різальної кромки (рис. 3.33).

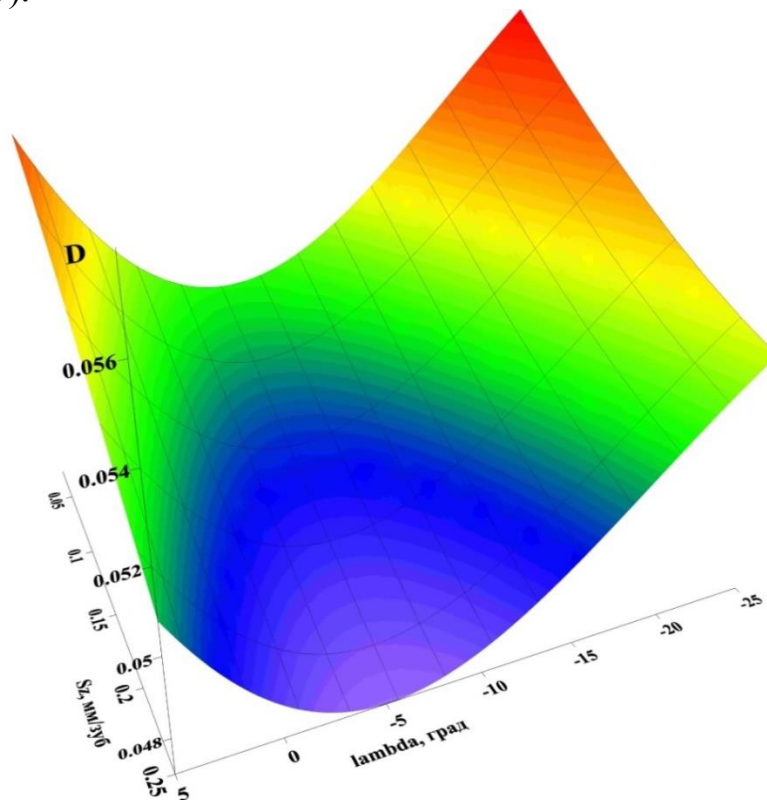


Рисунок 3.33 – Вплив кута нахилу головної різальної кромки та подачі на шукану дисперсію ( $R_{\phi}=150$  мм;  $\gamma=-5^{\circ}$ ;  $r=3$  мм;  $t=1,25$  мм;  $y_C=100$ ;  $n=630$  об/хв)

Область мінімальних значень дисперсії припадає на область від'ємних значень кута нахилу головної різальної кромки в межах  $-3 \dots -10^\circ$ .

Аналогічна область значень  $\lambda$  отримана і при дослідженні взаємного впливу ексцентриситету  $\varepsilon$  розташування фрези відносно заготовки (рис. 3.34) і кута  $\lambda$ . Встановлено, що ексцентриситет  $\varepsilon$  також нелінійно впливає на значення шуканої дисперсії (рис. 3.34).

Перерахунок між ексцентриситетом  $\varepsilon$  та координатою центру фрези проводиться за наступною формулою  $\varepsilon = yC - 0,5 \cdot D_{fp}$ .

Зі збільшенням ексцентриситету спостерігається інтенсивне нелінійне збільшення дисперсії.

Мінімальне значення останньої припадає на значення ексцентриситету  $0 \dots -20$  мм зі збільшенням дисперсії при подальшому зростанні  $\varepsilon$ .

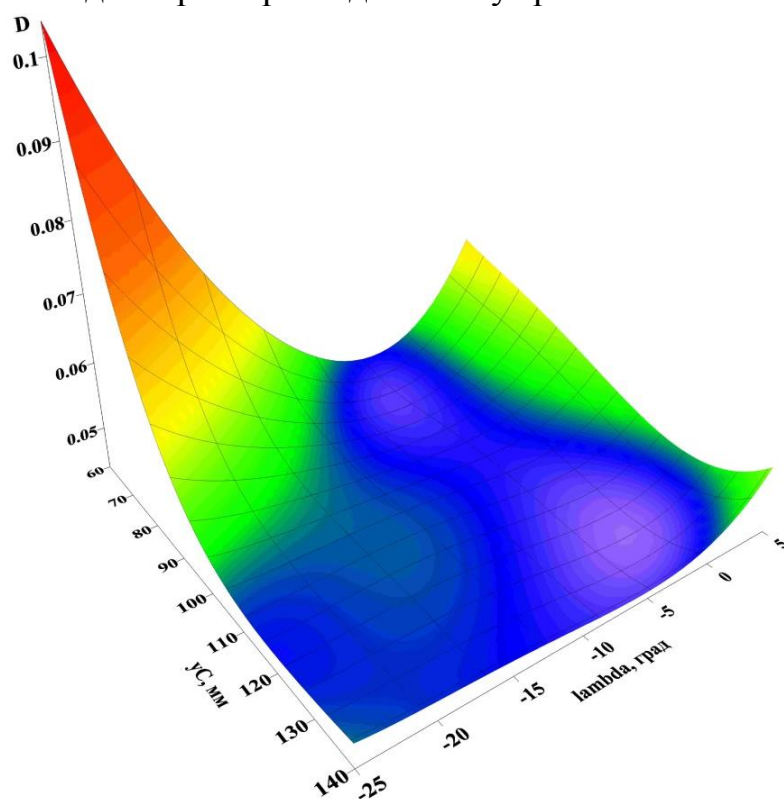


Рисунок 3.34 – Вплив ексцентриситету та кута нахилу головної різальної кромки на шукану дисперсію ( $R_\phi=150$  мм;  $\gamma=-5^\circ$ ;  $r=3$  мм;  $t=1$  мм;  $S_z=0,1$  мм/зуб;  $n=1000$  об/хв)

Дана тенденція підтверджується аналізом впливу радіуса фрези на величину дисперсії при постійному значенні ширини заготовки (рис. 3.34). Так встановлено, що зі збільшенням радіусу (кута різання  $\alpha_1$ ) фрези спостерігається інтенсивне лінійне зростання дисперсії в 1,51 рази.

Встановлено лінійний вплив переднього кута  $\gamma$  на величину шуканої дисперсії при збільшенні якого (рис. 3.35) в діапазоні  $-15^\circ \dots 0$  дисперсія зменшується в 1,16...1,21 рази при зростанні подачі.

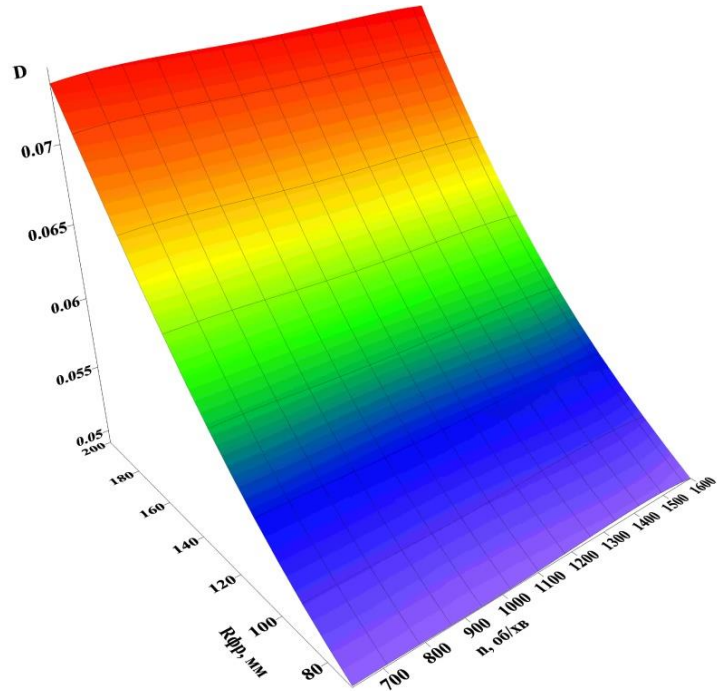


Рисунок 3.34 – Вплив радіуса фрези та швидкості різання на шукану дисперсію ( $\gamma = -5^\circ$ ;  $\lambda = -5^\circ$ ;  $r = 3$  мм;  $t = 1$  мм;  $y_C = 50$ ;  $S_z = 0,1$  мм/зуб)

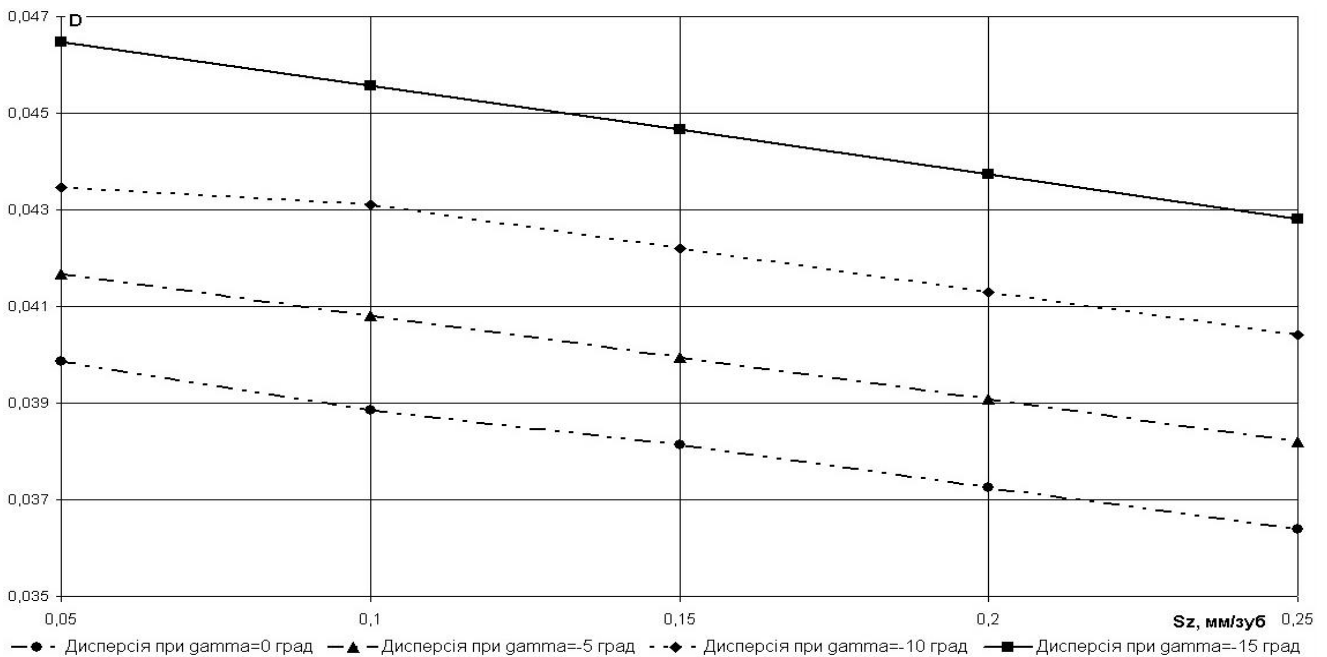


Рисунок 3.35 – Вплив переднього кута та подачі на шукану дисперсію ( $R_\phi = 150$  мм;  $\lambda = -10^\circ$ ;  $r = 5$  мм;  $t = 0,7$  мм;  $y_C = 100$ ;  $n = 800$  об/хв)

Апробацію моделі проводили встановленням кореляції між експериментально визначеними значеннями коефіцієнту динамічності та дисперсією між оптимальним та розрахунковим характеристиками навантаження.

Встановлено співпадіння характеру зміни теоретичного та експериментального критеріїв від вхідних параметрів моделі (рис. 3.36 та 3.37).

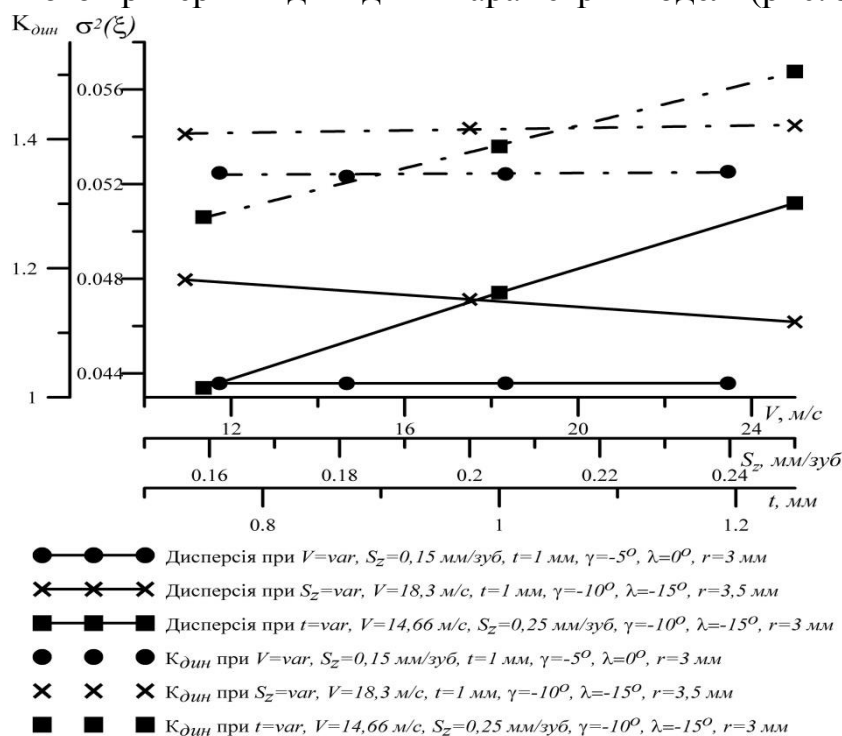


Рисунок 3.36 – Порівняння аналітичних та експериментальних даних при дослідженні перевантаження ножа фрези від режимів обробки

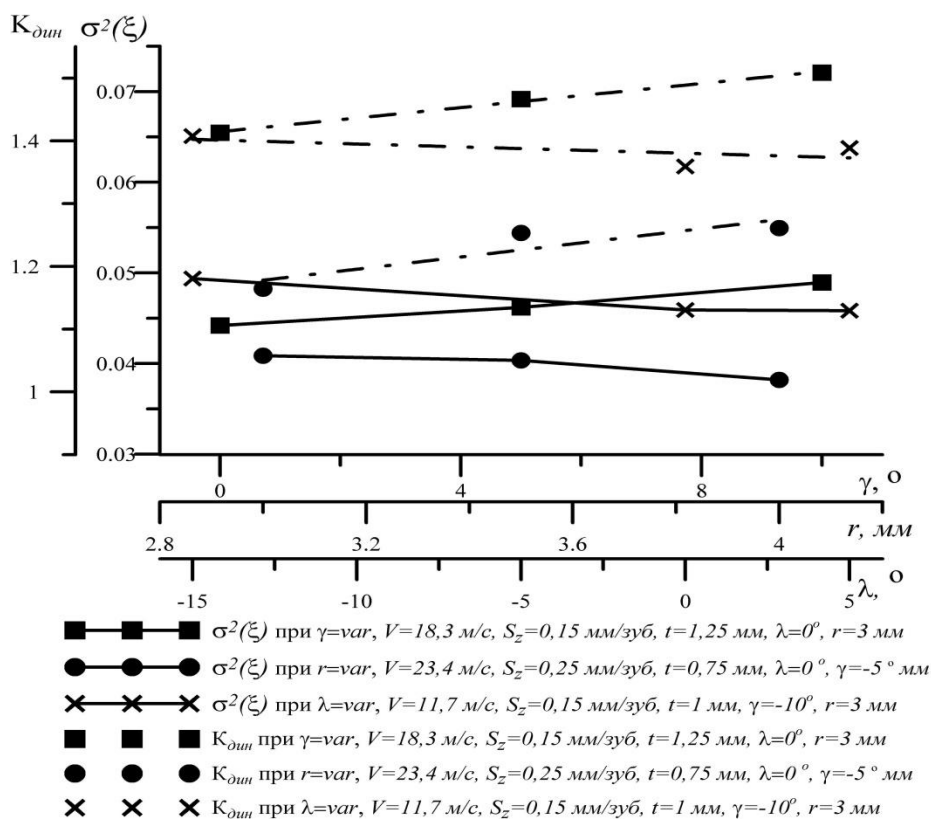


Рисунок 3.37 – Порівняння аналітичних та експериментальних даних при дослідженні перевантаження ножа фрези від геометрії ножа фрези



Значення коефіцієнту кореляції в досліджуваному діапазоні режимів обробки і геометрії інструменту становило 0,94...0,98.

Отримані результати дозволяють рекомендувати проведення торцевого фрезерування, з метою забезпечення мінімального перевантаження ножа, за наступних умов: збільшенні подачі на зуб при одночасному завданні малих значень кута різання  $\alpha_1$  (ексцентриситету  $\varepsilon$ ); завданні значень кута нахилу головної різальної кромки в межах від  $-3...-10^\circ$ ; наданні радіусу при вершині значень в діапазоні 3...5 мм; загострення ножа фрези з від'ємним переднім кутом в межах  $-5...0^\circ$ .

### **3.2.6. Експериментальне дослідження впливу режимів обробки, при їх інтенсифікації, на характер зношування та період стійкості ножа фрези**

З врахуванням отриманих результатів теоретичного аналізу проводилась перевірка забезпечення необхідного рівня періоду стійкості при оптимізованій геометрії і режимах різання, що забезпечують високу продуктивність процесу чорнового торцевого фрезерування.

Так геометрія різальної частини ножа фрези становила: передній кут  $\gamma = -5^\circ$ , кут нахилу головної різальної кромки  $\lambda = -10^\circ$ , радіус при вершині  $r = 3$  мм, задній кут  $\alpha = 8^\circ$ .

Попередні розрахунки показали, що для зняття припусків величиною  $t_\Sigma = 6...10$  мм глибина різання на одному ножі повинна становити  $t_i = 0,75...1,5$  мм.

Згідно рекомендацій щодо оптимізації перевантаження ножа фрези ефективним є збільшення подачі, тому серед рекомендованого діапазону подач 0,05 – 0,2 мм/зуб для проведення досліджень інтервал варіювання подачі приймався  $S_z = 0,1...0,25$  мм/зуб.

Оскільки було встановлено, що швидкість різання не впливає на перевантаження проводилось зміщення діапазону швидкостей різання в зону його більших значень.

Так рекомендованими значеннями швидкості різання при обробці сірого чавуну вважаються  $V = 8...12$  м/с [129, 130], однак ряд літературних джерел [101, 107] вказує на необхідність збільшення швидкостей різання до  $V = 13...50$  м/с.

Враховуючи результати моделювання і рекомендації [184, 185] значення швидкості різання при проведенні стійкісних досліджень приймалися  $V = 14,5...23,5$  м/с.

Встановлено, що подача найбільш інтенсивно впливає на стійкість різальної частини ножа фрези.

Аналіз характеру зношування при проведенні стійкісних досліджень показав, що серед основних видів зношування виділяються:

1. Рівномірний характер зношування різальної кромки з подальшим осипанням кромки (рис. 3.38)

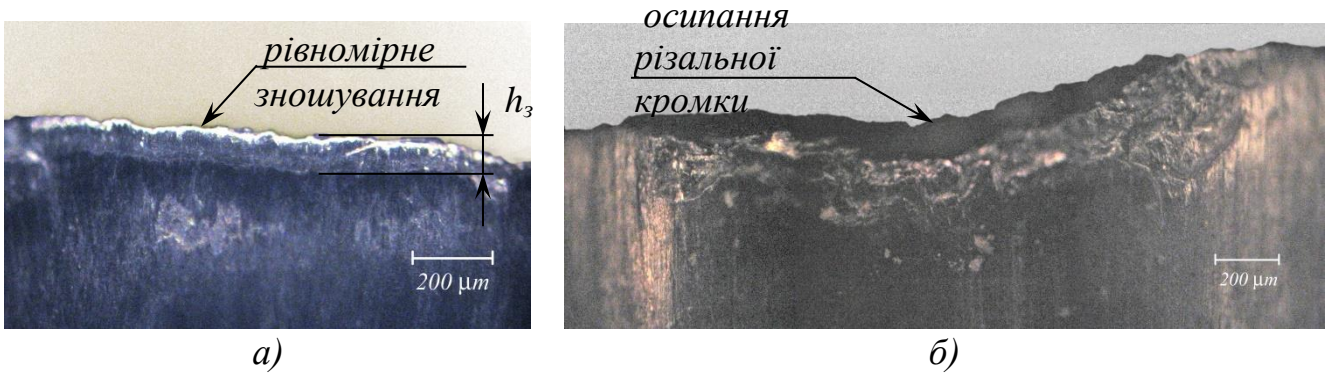


Рисунок 3.38 – Характер зношування задньої поверхні ножа фрези ( $V=14,5$  м/с;  $S_z=0,25$  мм/зуб;  $t=0,75$  мм) 90X: а) – рівномірне зношування; б) – осипання різальної кромки

2. Утворення мікросколів з їх подальшим ростом (рис. 3.39).

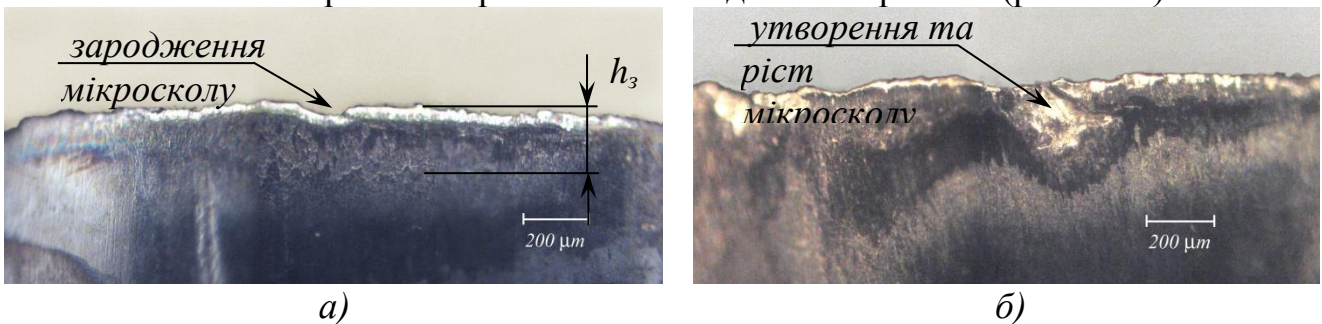


Рисунок 3.39 – Характер зношування задньої поверхні ножа фрези ( $V=23,5$  м/с;  $S_z=0,1$  мм/зуб;  $t=1,5$  мм) 90X: а) – зародження мікросколу; б) – ріст мікросколу

3. Утворення мікросколів з їх подальшим розповсюдженням і утворенням макросколу (рис. 3.40).

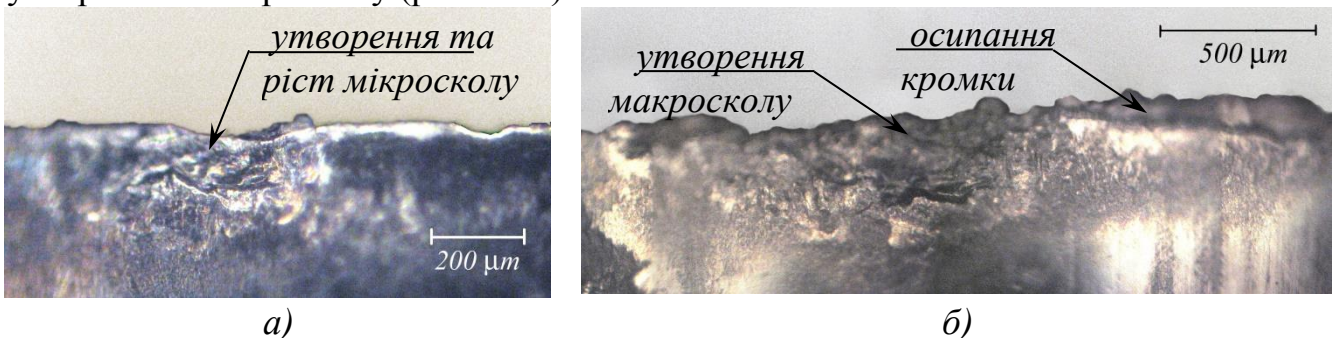


Рисунок 3.40 – Характер зношування та руйнування ножа фрези ( $V=23,5$  м/с;  $S_z=0,25$  мм/зуб;  $t=1,5$  мм) 90X: а) – утворення мікросколу; б) – утворення макросколу та осипання кромки

4. Зародження та ріст тріщин з наступним руйнуванням різального клину інструменту (рис. 3.41)

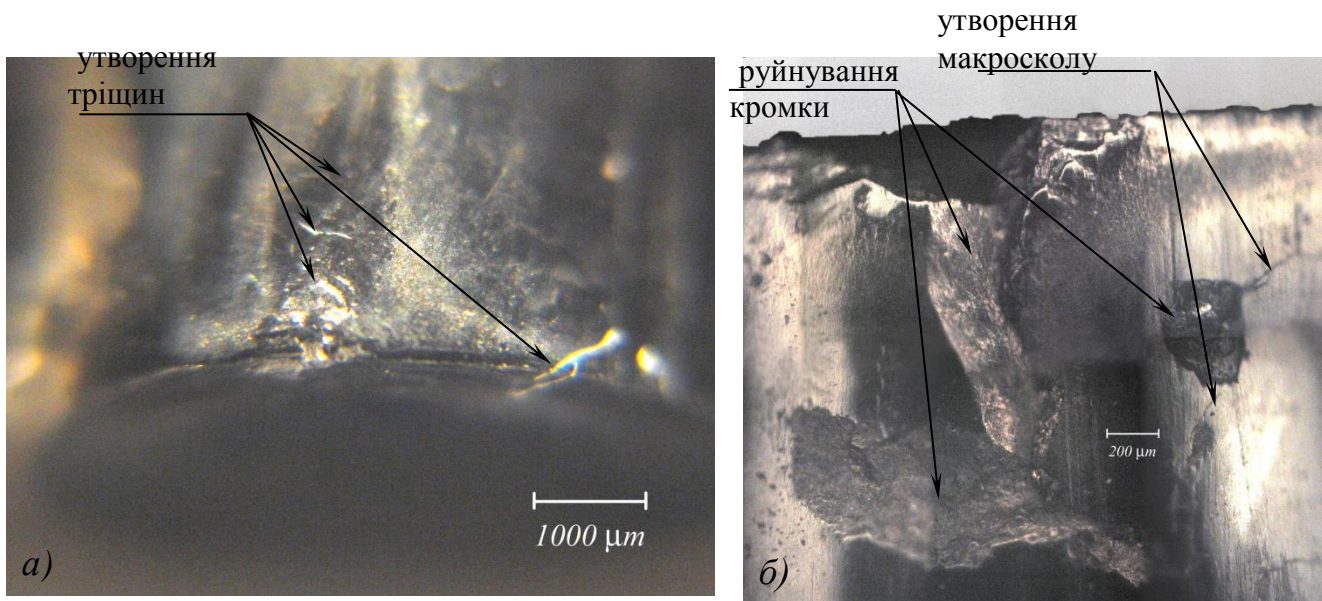


Рисунок 3.41 – Характер зношування та руйнування задньої поверхні ножа фрези  $V=23,5$  м/с;  $Sz=0,25$  мм/зуб;  $t=1,5$  мм): а) – утворення тріщин 20X; б) – ріст тріщин з подальшим руйнуванням кромки 90X

5. Макроруйнування різального клину внаслідок його механічної поломки (рис. 3.42)

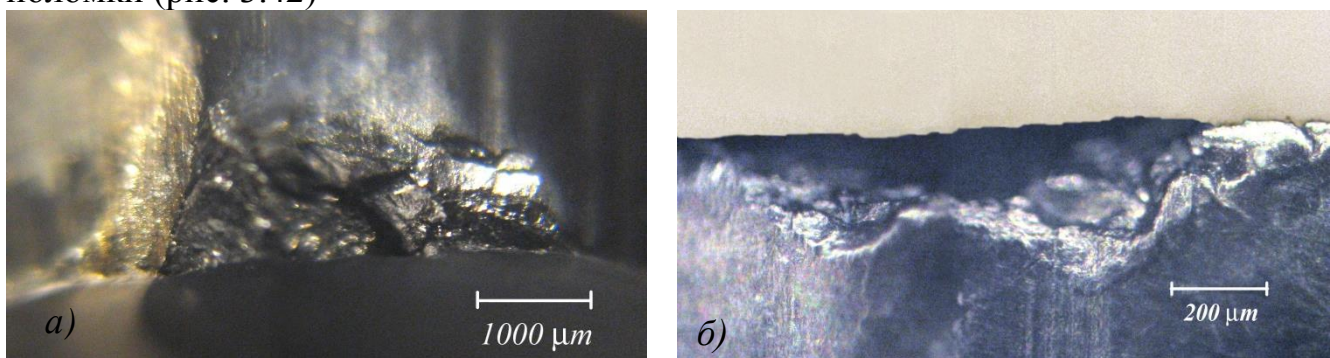


Рисунок 3.42 – Характер руйнування різальної частини ножа фрези ( $V=24,5$  м/с;  $Sz=0,25$  мм/зуб;  $t=0,5$  мм;  $\lambda=+5^\circ$ ;  $r=3,5$  мм;  $\gamma=-10^\circ$ ): а) – викришування 20X; б) – скол по задній поверхні 90X

Випадки 1 та 2 є типовими представниками характеру зношування який спостерігався в усьому діапазоні досліджуваних режимів, окрім випадку росту мікросколу з їх подальшим збільшенням і переходом в макросколу та утворенням мікротріщин з руйнуванням різального клину які спостерігались при максимальних значеннях режимів –  $V=23,5$  м/с;  $Sz=0,25$  мм/зуб;  $t=1,5$  мм. Руйнування різальної кромки внаслідок її механічної поломки при проведенні стій кісних досліджень не спостерігалось.

Випадок 5 реєструвався при проведенні силових досліджень, при значеннях кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda=+5^\circ$ , тобто у випадку при якому

інтенсифікується перевантаження ножа фрези та при значеннях середніх нормальних напружень близько 2700 ... 3000 МПа.

### 3.2.7. Експериментальне визначення похибок виставлення різальних елементів чорнової торцевої фрези

Торцеве та радіальне биття ножів фрез призводить до: перерозподілу припуску між ножами, і як наслідок недовантаження одних та перевантаження інших ножів фрез; коливання сумарної сили різання при обробці; зменшення періоду стійкості інструменту. Для перевірки адекватності моделі сумарних значень складових сили різання та з метою визначення рівня значень похибок виставлення ножів фрези в радіальному, кутовому та осьовому напрямках проводилось виставлення ножів за гіперболічною та логарифмічною спіралями з подальшим вимірюванням їх дійсного положення в момент виставлення та після 240 хвилин роботи фрези.

У випадку дванадцятиножової торцевої фрези, при створенні двоспіральної шестиступеневої схеми різання за гіперболічною спіраллю експериментальне визначення дійсного радіального та кутового положення показало, що зміщення положення ножа в процесі роботи складає близько  $\pm 0,011$  мм (логарифмічна спіраль (табл. 3.11) і  $\pm 0,016$  мм (гіперболічна спіраль (рис. 3.43) в радіальному напрямку і  $\pm 0,028$  мм в кутовому напрямку.

Таблиця 3.11 – Номінальні та експериментальні значення кутового та радіального положення ножів фрези при їх розташуванні за логарифмічною спіраллю

Ніж №		1/7	2/8	3/9	4/10	5/11	6/12
Номінальне радіальне положення	Спіраль №1	139,717	140,217	140,717	141,217	141,717	142,217
	Спіраль №2	139,717	140,217	140,717	141,217	141,717	142,217
Радіальне положення після виставлення	Спіраль №1	139,642	140,194	140,663	141,201	141,666	142,145
	Спіраль №2	139,610	140,135	140,658	141,120	141,623	142,069
Радіальне положення після 240 хв. роботи	Спіраль №1	139,595	140,114	140,559	141,099	141,559	142,031
	Спіраль №2	139,525	140,102	140,502	141,033	141,545	141,933
Кутова крок між ножами в лінійних одиницях		1-2 / 7-8	2-3 / 8-9	3-4 / 9-10	4-5 / 10-11	5-6 / 11-12	6-7
Номінальне кутове положення	Спіраль №1	72,824	72,831	72,837	72,842	72,848	72,854
	Спіраль №2	72,824	72,831	72,837	72,842	72,848	
Кутове положення після виставлення	Спіраль №1	72,783	72,772	72,811	72,830	72,773	72,769
	Спіраль №2	72,750	72,764	72,731	72,760	72,728	
Кутове положення після 240 хв. роботи	Спіраль №1	72,719	72,679	72,711	72,754	72,694	72,657
	Спіраль №2	72,703	72,633	72,660	72,748	72,634	

Завдяки використуваній методиці виставлення ножів торцеве биття фрези встановлювалось в межах  $\pm 0,001$  мм. Дана похибка після 240 хв. роботи фрези не перевищувала  $\pm 0,004$  мм.

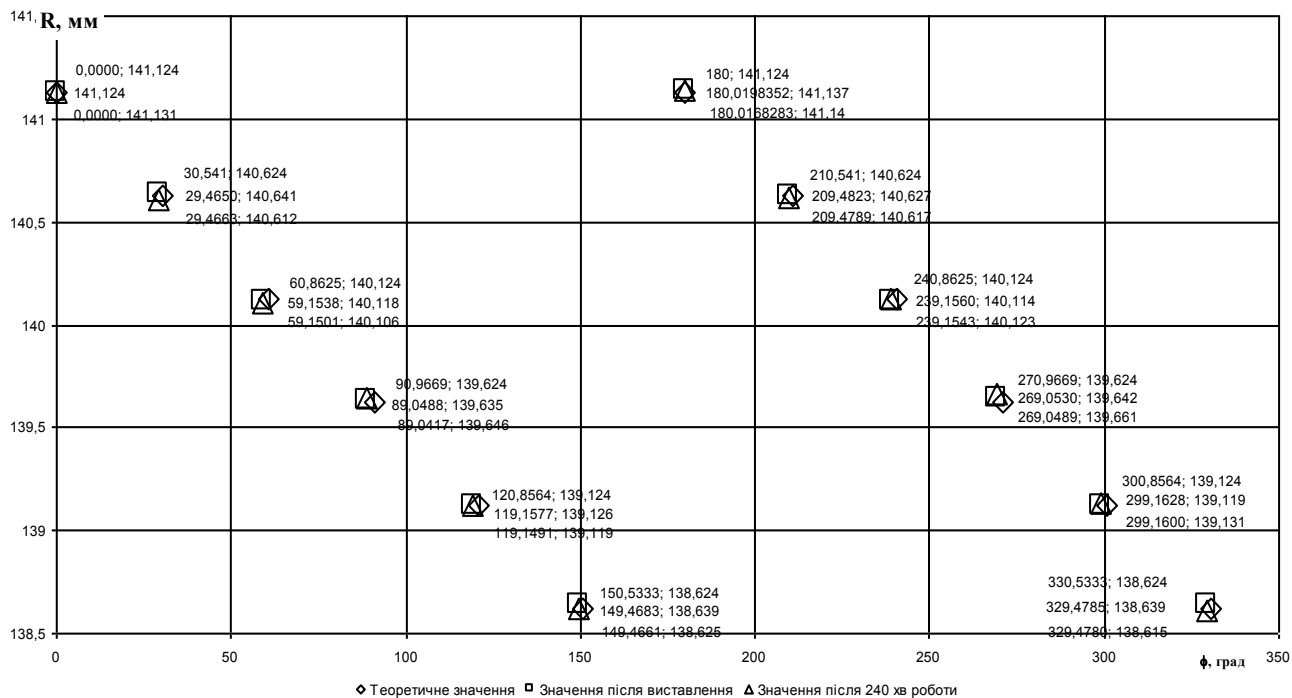


Рисунок 3.43 – Значення радіального і кутового положення (за гіперболічною спіраллю) ножів фрези після виставлення та їх зміщення в процесі роботи

Оскільки величина відхилення дійсного положення ножа від номінального не повинна перевищувати  $\pm 0,02$  мм в осьовому,  $\pm 0,05$  мм в радіальному та  $\pm 0,5^\circ$  в кутовому напрямках, що при перерахунку в лінійні одиниці для фрези  $\varnothing 280$  мм складало  $\pm 0,1$  мм, то отримані експериментальні дані дозволяють стверджувати, що застосовувана методика виставлення ножів забезпечує такі вимоги точності.

### 3.2.8. Дослідження впливу конструкції фрези, схеми різання та режимів обробки на нерівномірність торцевого фрезерування

При експериментально встановлених силових залежностях для одноножового фрезерування та експериментально визначених динамічних значеннях узагальненої маси, жорсткості та коефіцієнту демпфування проводилось комп'ютерне моделювання сумарних значень складових сили різання при багатоножовому фрезеруванні з метою встановлення раціональних конструктивних параметрів, схеми обробки та режимів різання які б забезпечували максимальну стабільність процесу торцевого фрезерування.

В якості критерію оцінки стабільності процесу було обрано коефіцієнт нерівномірності фрезерування, визначеного як відношення різниці максимального і мінімального значення сили до її середньої величини:

$$\varpi_i = \frac{P_{\max}^i - P_{\min}^i}{P_{cp}^i}. \quad (3.9)$$

Проведені розрахунки дозволили визначити, що серед складових сили різання тангенціальна складова  $P_z$  має більші значення коефіцієнту нерівномірності в порівнянні з складовими  $P_y$  та  $P_x$ , тому в подальшому дослідження процесу нерівномірності проводилось за характером зміни саме складової  $P_z$ .

Вплив глибини різання має близький до лінійного характер при збільшенні значення якої спостерігається монотонне спадання коефіцієнту нерівномірності фрезерування (рис. 3.44).

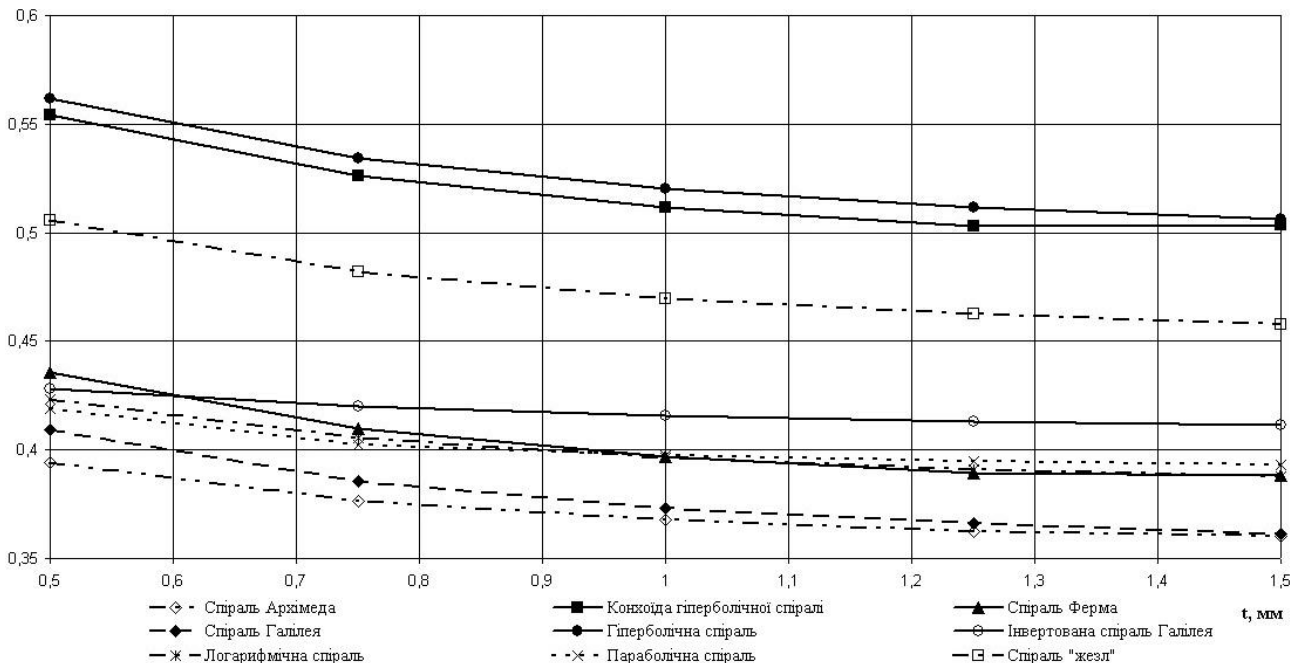


Рисунок 3.44 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від глибини різання ( $\varnothing 160$  мм;  $z = 24$ ;  $m = 3$ ;  $n = 1600$  об/хв;  $B/D = 0,8$ ;  $S_z = 0,25$  мм/зуб)

Аналогічний вплив на нерівномірність має відношення ширини заготовки до діаметру фрези. При зміні відношення  $B/D$  в межах  $0,4 \dots 0,8$  значення  $\varpi$  зменшується в  $1,85 \dots 2,16$  рази (рис. 3.45).

Такий характер впливу викликаний різницею кількості ножів, що задіяні в різанні, наприклад для вузьких поверхонь коли кількість ножів коливається між значеннями 2 та 3 використання одного ножа викликає 50% збільшення сили, в той час як для широких поверхонь ступінь впливу зменшується.

При збільшенні подачі залежність коефіцієнту нерівномірності носить спадаючий характер, інтенсивність якого вище в діапазоні малих подач, що обумовлено значним впливом радіального биття ножів фрези (рис. 3.46).

Детальний аналіз розрахунків коефіцієнту нерівномірності фрезерування дозволив встановити, що швидкість різання не впливає на нерівномірність обробки оскільки її вплив спостерігається тільки на величину сили, а не на характер її зміни.

Тому при дослідженні стабільності багатоножового фрезерування швидкість різання не враховувалась.

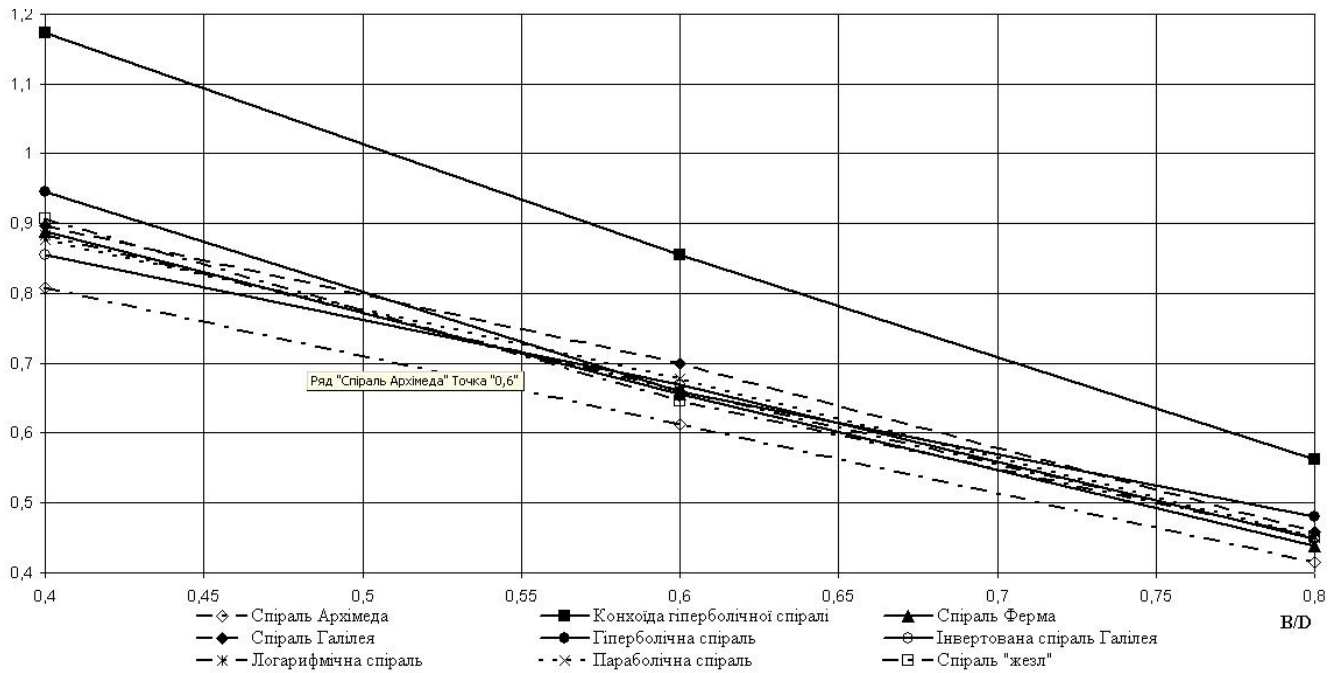


Рисунок 3.45 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від відношення ширини заготовки до діаметру фрези ( $\varnothing 200$  мм;  $z=36$ ;  $m=4$ ;  $n=1600$  об/хв;  $t=1$  мм;  $S_z=0,2$  мм/зуб)

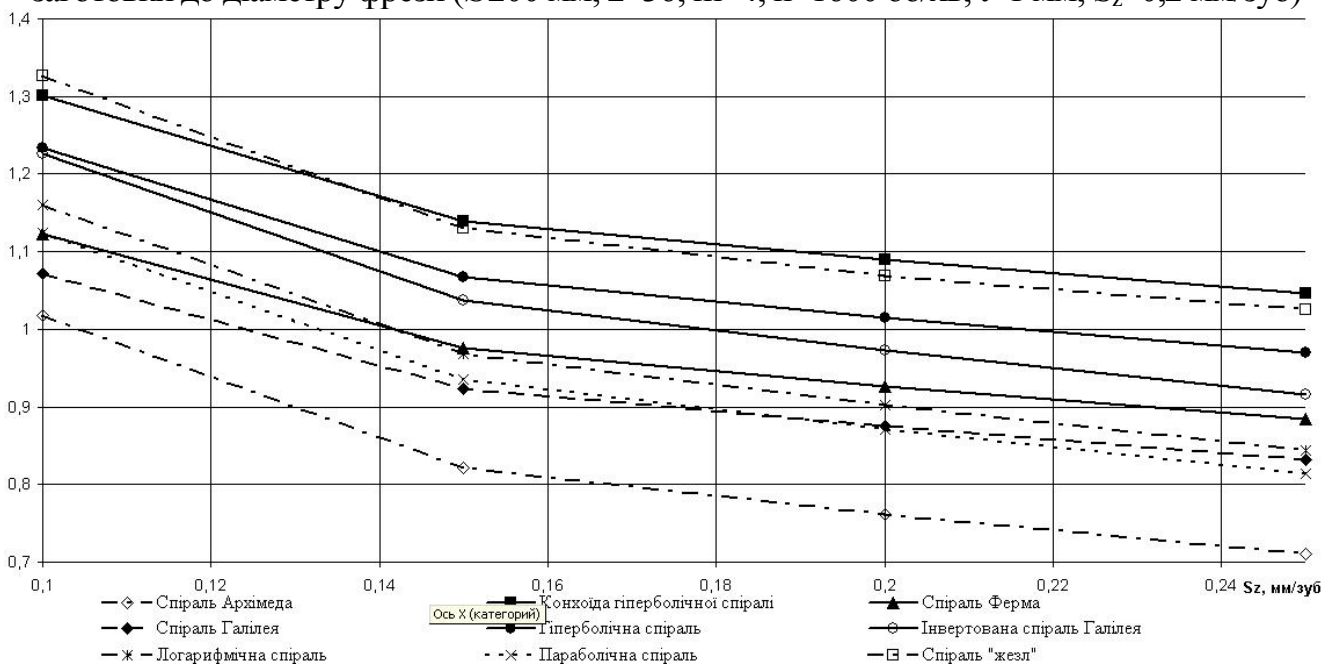


Рисунок 3.46 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від подачі ( $\varnothing 160$  мм;  $z=24$ ;  $m=4$ ;  $n=1600$  об/хв;  $V/D=0,6$ ;  $t=1$  мм)

При зміні кількості спіралей в діапазоні 2...6 спостерігається немонотонна зміна коефіцієнту нерівномірності – при початковому збільшенні кількості спіралей  $m$  значення коефіцієнту нерівномірності спадає, але при  $m = 4$  сягає свого максимального значення (рис. 3.47) з подальшим зменшенням значення при збільшенні кількості спіралей.

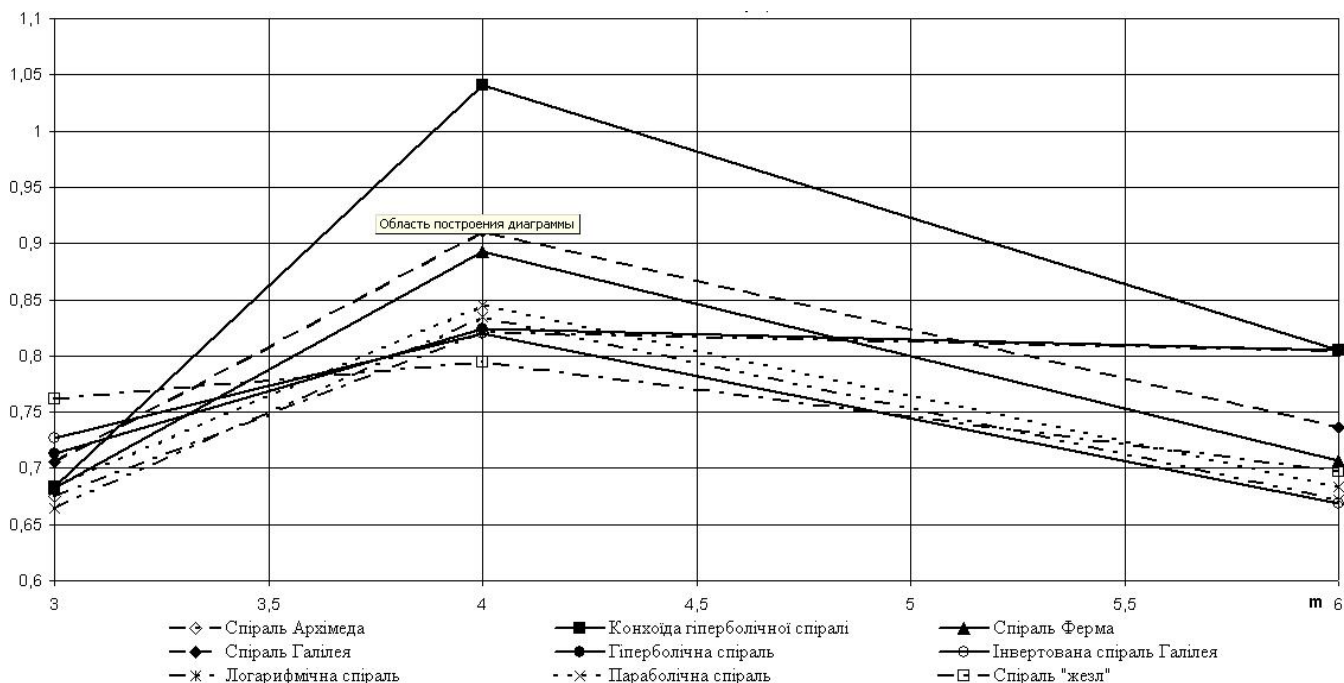


Рисунок 3.47 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від кількості спіралей ( $\varnothing 200$  мм;  $z=36$ ;  $S_z=0,1$  мм/зуб;  $n=1600$  об/хв;  $V/D=0,6$ ;  $t=1$  мм)

Зі зменшенням діаметру фрези перевага повинна надаватися конструкціям з більшою кількістю спіралей (рис. 3.48).

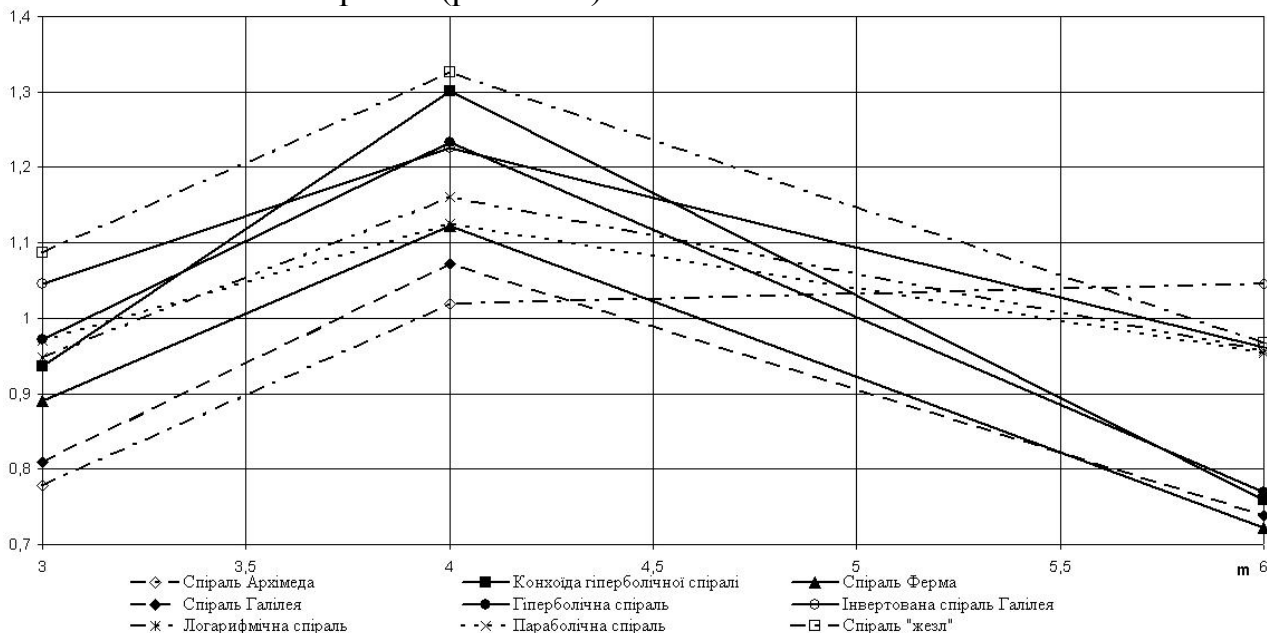


Рисунок 3.48 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від кількості спіралей ( $\varnothing 160$  мм;  $z=24$ ;  $S_z=0,1$  мм/зуб;  $n=1600$  об/хв;  $V/D=0,6$ ;  $t=1$  мм)



Так зокрема при діаметрі фрези 200 мм коефіцієнт нерівномірності фрезерування при  $m=3$  в 1,16...1,24 рази менший за аналогічну конструкцію з  $m=6$ , однак при зменшенні діаметра фрези до 160 мм значення коефіцієнту нерівномірності розподіляється наступним чином: при кількості спіралей  $m=3$  його величина, при торцевому фрезеруванні, більша ніж при обробці фрезою з  $m=6$  в 1,29 ... 1,38 рази.

Складний і нелінійний вплив на величину коефіцієнту нерівномірності має вид кривої за якою розташовуються різальні елементи. Так зокрема, з певною ступінню узагальнення, використання спіралі Архімеда забезпечує мінімальне значення  $\sigma$  серед інших кривих при малій кількості спіралей.

Зі збільшенням кількості спіралей менші значення  $\sigma$  забезпечуються логарифмічною спіраллю, спіралями Ферма і Галілея.

Для випадків обробки фрезами з малими діаметрами і числом ножів в спіралі більшу стабільність фрезерування забезпечується використанням параболічної спіралі (рис. 3.49).

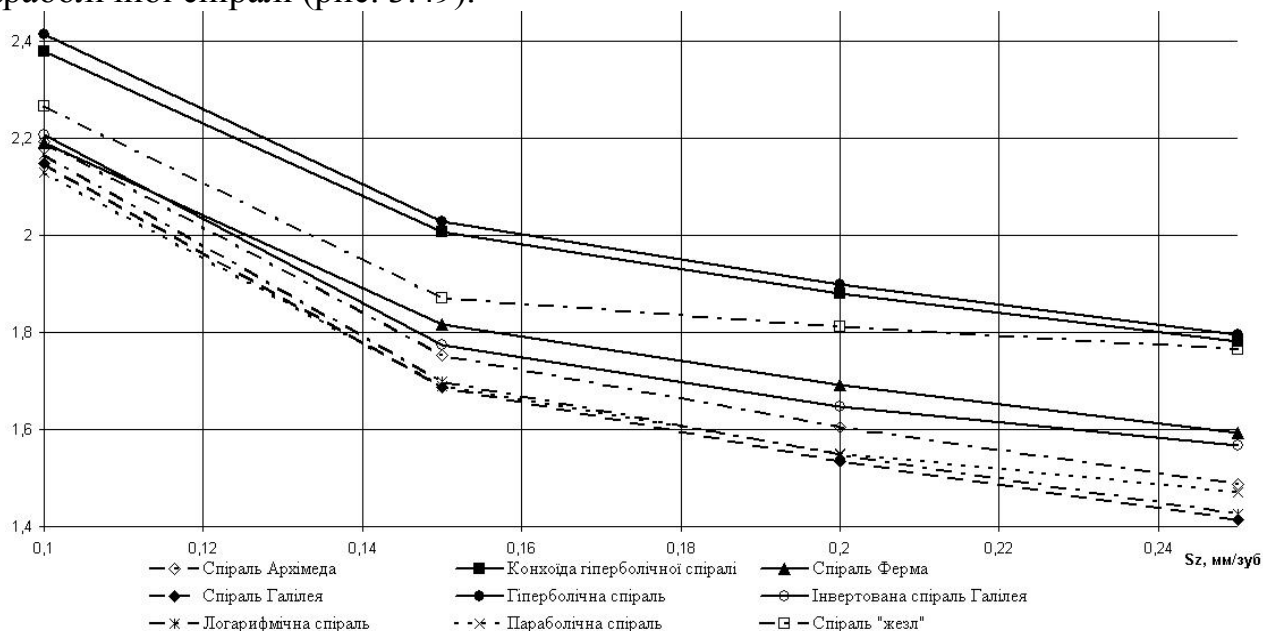


Рисунок 3.49 – Зміна коефіцієнту нерівномірності фрезерування від подачі ( $\varnothing 125$  мм;  $z=18$ ;  $m=3$ ;  $n=1600$  об/хв;  $V/D=0,4$ ;  $t=1,25$  мм)

Апробацію моделі проводили встановленням кореляції між експериментально визначеними значеннями коефіцієнту нерівномірності фрезерування та їх відповідними розрахунковим значеннями.

Встановлено тісний характер співпадання зміни теоретичного та експериментального значень коефіцієнту нерівномірності (рис. 3.50 та 3.51).

Значення коефіцієнту кореляції в досліджуваному діапазоні режимів обробки становило 0,96...0,97, що дозволяє вважати розроблену модель та методику визначення сумарних значень сил різання при торцевому фрезеруванні адекватною реальному процесу обробки. Узагальнення впливу типу кривої для розташування ножів в радіальному і кутовому напрямках на коефіцієнт

нерівномірності фрезерування дозволило встановити наступні рекомендації (табл. 3.12).

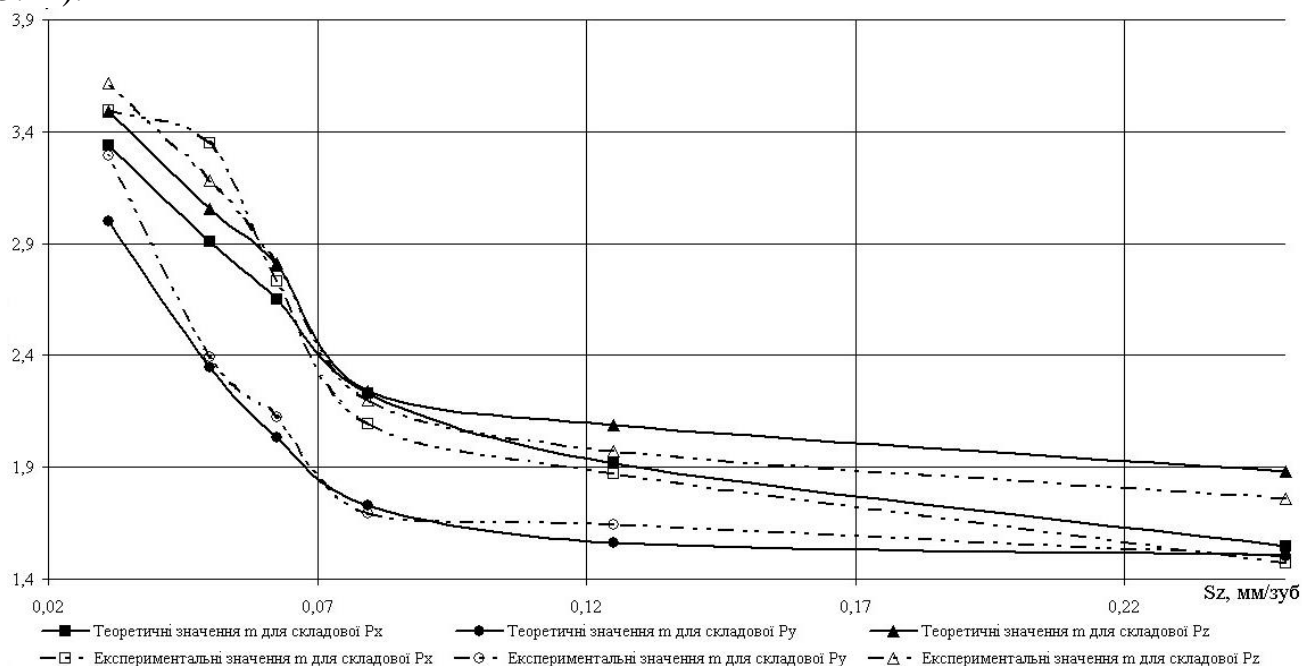


Рисунок 3.50 – Порівняння теоретичних та експериментальних значень коефіцієнту нерівномірності при зміні подачі

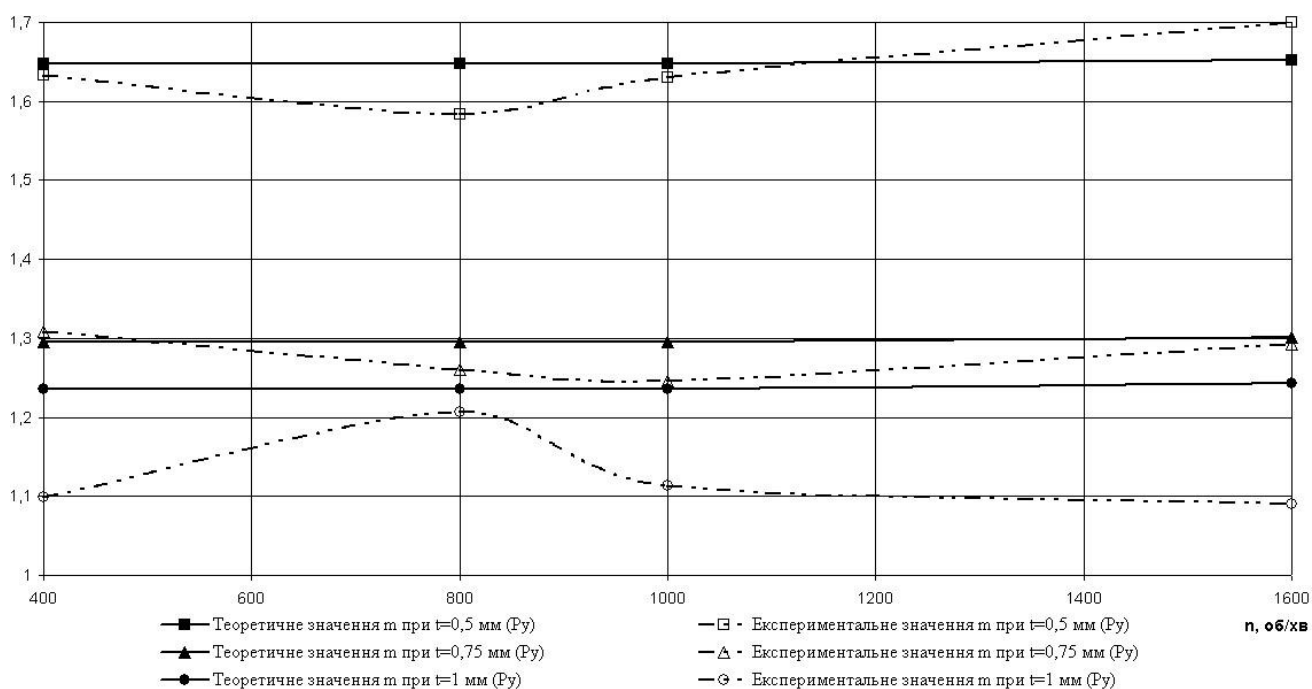


Рисунок 3.51 – Порівняння теоретичних та експериментальних значень коефіцієнту нерівномірності при частоті обертання фрези (швидкості різання)

Узагальнення рекомендацій дозволило встановити, що: збільшення значень подачі та глибини різання призводить до зменшення впливу торцевого та

радіального биття на нерівномірність обробки; зі збільшенням відношення діаметру фрези до ширини заготовки спостерігається зниження амплітуди спектру сили різання.

Таблиця 3.12 – Рекомендації щодо раціонального виду кривої при змінних конструктивних і режимних параметрах

			$m=3$ $z'=12$	$m=4$ $z'=9$	$m=6$ $z'=6$	$m=3$ $z'=8$	$m=4$ $z'=6$	$m=6$ $z'=4$	$m=2$ $z'=9$	$m=3$ $z'=6$
$t$ $min$	$S$ $max$	$B$ $max$	Параболічна спіраль	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Галілея
	$S$ $max$	$B$ $min$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея
	$S$ $min$	$B$ $max$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма
	$S$ $min$	$B$ $min$	Спіраль Ферма	Інвертована спіраль Галілея	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея	Параболічна спіраль
$t$ $cp$	$S$ $max$	$B$ $max$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Спіраль Архімеда	Спіраль Галілея
	$S$ $max$	$B$ $min$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея
	$S$ $min$	$B$ $max$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Спіраль Галілея	Спіраль Архімеда	Спіраль Галілея	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма
	$S$ $min$	$B$ $min$	Спіраль Ферма	Інвертована спіраль Галілея	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея	Параболічна спіраль
$t$ $max$	$S$ $max$	$B$ $max$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Спіраль Архімеда	Спіраль Галілея
	$S$ $max$	$B$ $min$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея
	$S$ $min$	$B$ $max$	Спіраль Архімеда	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Спіраль Галілея	Спіраль Архімеда	Спіраль Ферма
	$S$ $min$	$B$ $min$	Спіраль Ферма	Інвертована спіраль Галілея	Логарифмічна спіраль	Спіраль Архімеда	Логарифмічна спіраль	Спіраль Галілея	Спіраль Галілея	Параболічна спіраль

В більшості випадків багатоножового торцевого фрезерування при кількості ножів в спіралі 6...12 перевагу має спіраль Архімеда, для вузьких поверхонь при малій кількості ножів в спіралі – параболічна спіраль, а для широких поверхонь логарифмічна спіраль, з обов'язковим уточненням за табл. 3.12.

### 3.3. Процеси механічної обробки торцевими фрезами з комбінованими схемами різання

За даними [97, 98, 129] експлуатаційні властивості деталей машин, такі як: зносостійкість, корозійна стійкість, жорсткість, точність, визначаються параметрами механічних властивостей матеріалу поверхневого шару, макро- і мікрогеометрії обробленої поверхні.

В роботі розглянуті питання впливу режимів різання на мікрогеометрію оброблених поверхонь при торцевому фрезеруванні спроектованим інструментом.

Вимірювання мікрогеометрії оброблених поверхонь проводилось на профілографі Talysurf 6. Аналіз мікрогеометрії виконувався за наступними показниками:  $R_{t1} - R_{t5}$  – максимальна висота виступу (до западини профілю в довжині оцінки);  $R_a$  – середнє арифметичне відхилення профілю;  $R_y$  – максимальне значення серед  $R_{ti}$ ;  $R_v$  – максимальна глибина западини профілю нижче середньої лінії;  $R_p$  – максимальна висота нерівностей профілю вище середньої лінії;  $S_m$  – середній крок нерівностей профілю;  $\Delta q$  – середній нахил профілю через довжину оцінки;  $R_{sk}$  – міра симетричності відхилень профілю вздовж середньої лінії;  $R_{ku}$  – радіус кривизни відхилень профілю вздовж середньої лінії;  $S$  – середній крок місцевих виступів профілю;  $t_p$  – опорний коефіцієнт – міра довжини опорної поверхні, виражена у відсотковому відношенні від довжини оцінки, де виступи профілю зрізані до лінії, яка паралельна до середньої лінії профілю. Відомо [130], що при пружному контакті для металів при змащенні поверхонь тертя і при температурі до 100 °С інтенсивність зносу визначається ступенем пологості опорної кривої профілю  $\beta_R$  і деформаційним показником  $\gamma_R$ :

$$\beta_R = \frac{1}{2\nu + 1}, \quad (3.10)$$

$$\gamma_R = \frac{R_{\max}}{R_{ku}}, \quad (3.11)$$

де  $\nu$  – параметр, який знаходиться при апроксимації початкової ділянки опорної кривої профілю степеневою функцією виду [7]:

$$t_p(x) = bx^\nu. \quad (3.12)$$

Встановлено [130], що вплив нерівностей поверхні на корозійну стійкість деталей можна оцінити коефіцієнтом концентрації напруг  $\alpha_R$ :

$$\alpha_R = b \cdot \left( \frac{R_a}{R_y} \right)^\nu \frac{R_p}{R_v}. \quad (3.13)$$

В роботі [131] показано, що аеро- і гідроопір поверхонь металевих деталей залежить від нерівностей профілю і тангенса кута нахилу бокової сторони профілю  $\theta_R$ :

$$\theta_R = tg(\Delta q) \quad (3.14)$$

З метою вияву рівня впливу режимів різання на експлуатаційні характеристики оброблених чистовою торцевою фрезою  $\varnothing 320$  мм (рис. 3.52) поверхонь і встановлення їх раціонального значення використовувався доведений до підвищених норм точності вертикально-фрезерний верстат з ЧПУ ГФ2171С6. Оброблювались заготовки розмірами 660x65x40мм, виготовлені із високоміцного

чавуну ВЧ50-2 НВ 180-250. Задана наступна геометрія різальних ножів торцевої фрези (рис. 3.53). Кут  $\lambda = 32^\circ$ . Шорсткість обробки реєструвалася в 5 точках по ширині фрезерування. Матеріал різальної частини ножів - гексаніт-Р.

В табл. 3.13 наведені параметри мікрогеометрії оброблених поверхонь і визначені за співвідношеннями (1.1–1.5) значення експлуатаційних показників для змінних режимів різання.

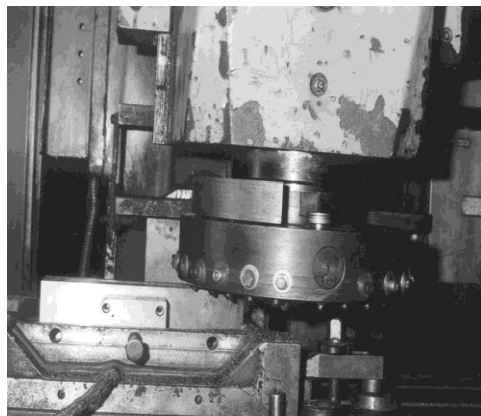


Рисунок 3.52 – Схема взаємного розташування інструмента і заготовки

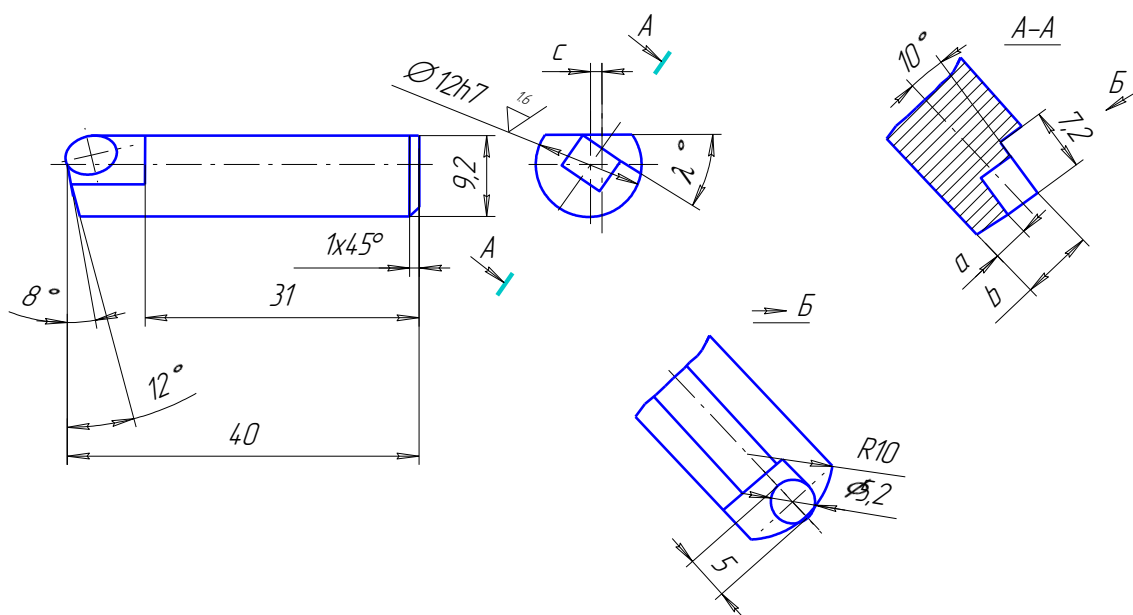


Рисунок 3.53 – Геометричні параметри різальних ножів

На рис. 3.54–3.57 показані графіки зміни експлуатаційних параметрів  $\beta_R$ ,  $\gamma_R$ ,  $\alpha_R$ ,  $\theta_R$  в залежності від подачі і швидкості різання. Дані графіків рис. 3.54, рис. 3.55 показують, що інтенсивність зносу суттєво залежить від режимів різання на яких проводиться обробка.

Найменша інтенсивність зносу досягнута для  $v = 4,67$  м/с,  $S = 0,1$  мм/об, при  $t = const = 0,75$  мм. Коефіцієнт концентрації напруги  $\alpha_R$  (рис. 3.56), який характеризує корозійну стійкість деталей, найменший для  $v = 4,67$  м/с і несуттєво залежить від подачі на оберт  $S$ , мм/об.

Таблиця 3.13 – Параметри мікрогеометрії оброблених поверхонь і визначені за значення експлуатаційних показників для змінних режимів різання

$v$ , м/с	$S$ , мм/об	$t$ , мм	$R_a$ , мкм	$R_y$ , мкм	$R_p$ , мкм	$R_v$ , мкм	$R_{ku}$ , мкм	$\gamma_R$	$b$	$\nu$	$\alpha_R$	$\theta_R$	$\beta_R$
2,37	0,1	0,75	1,87	14,8	6,7	5	4,4	3,36	1,31	1,74	0,05	0,30	0,22
2,37	0,2		2,41	13	7,9	5,1	2,3	5,65	0,48	1,71	0,04	0,26	0,23
2,37	0,3		2,73	14,3	7,8	6,5	2,4	5,96	0,74	1,54	0,07	0,30	0,25
3,71	0,1	0,75	1,38	9,1	3,6	5,6	2,9	3,14	1,82	1,75	0,04	0,25	0,22
3,71	0,2		1,74	9,9	5,2	5,2	2,6	3,81	1,13	1,86	0,04	0,26	0,21
3,71	0,3		1,8	11	5,6	6,3	2,7	4,07	1,24	1,85	0,04	0,27	0,21
4,67	0,1	0,75	1,1	7,2	3,8	4,3	2,7	2,67	1,82	2,2	0,03	0,22	0,19
4,67	0,2		1,36	8,8	3,5	6,3	3	2,93	2,82	2,12	0,03	0,23	0,19
4,67	0,3		1,48	8,7	4,9	4,8	2,8	3,11	1,72	2,37	0,03	0,25	0,17

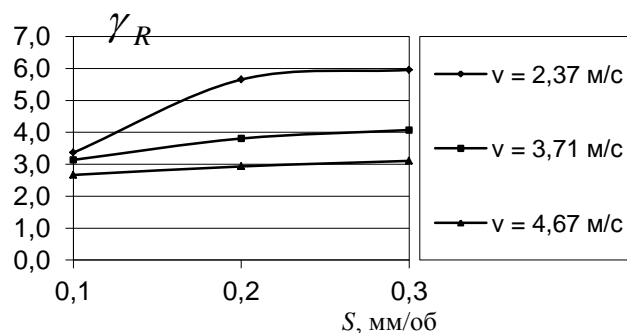
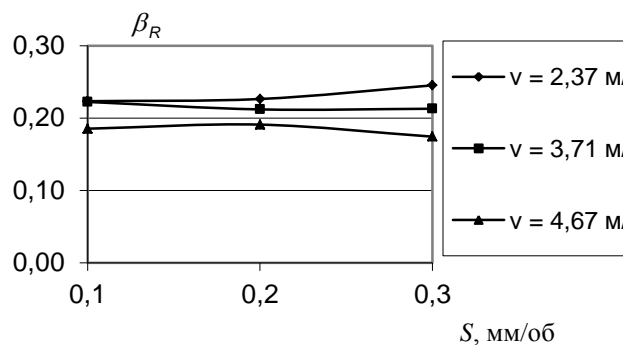


Рисунок 3.54 – Вплив подачі на показник  $\beta_R$

Рисунок 3.55 – Вплив подачі на показник  $\gamma_R$

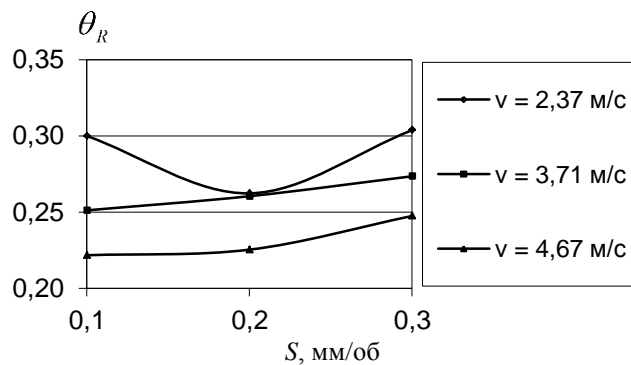
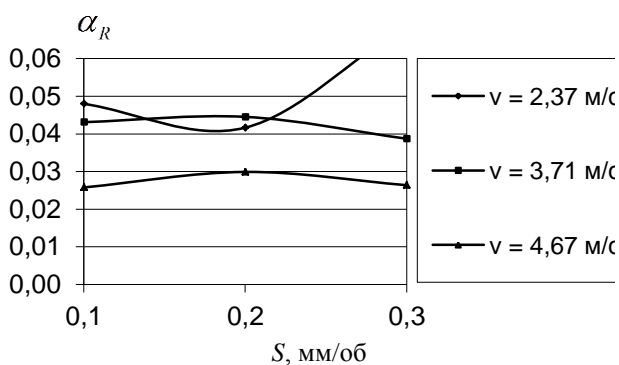


Рисунок 3.56 – Вплив подачі на показник  $\alpha_R$

Рисунок 3.57 – Вплив подачі на показник  $\theta_R$



Рисунок 3.58 – Шорсткість обробленої поверхні  $R_a$  в напрямку перпендикулярному до вектора подачі заготовки

Аналіз представлених даних показує, що середнє квадратичне відхилення значень  $R_a$  не перевищує 0,37 мкм.

### 3.4. Процеси механічної обробки інструментом з комбінуванням різання і поверхневого пластичного деформування. Кореляційний та спектральний аналіз оброблених поверхонь. Якісні показники

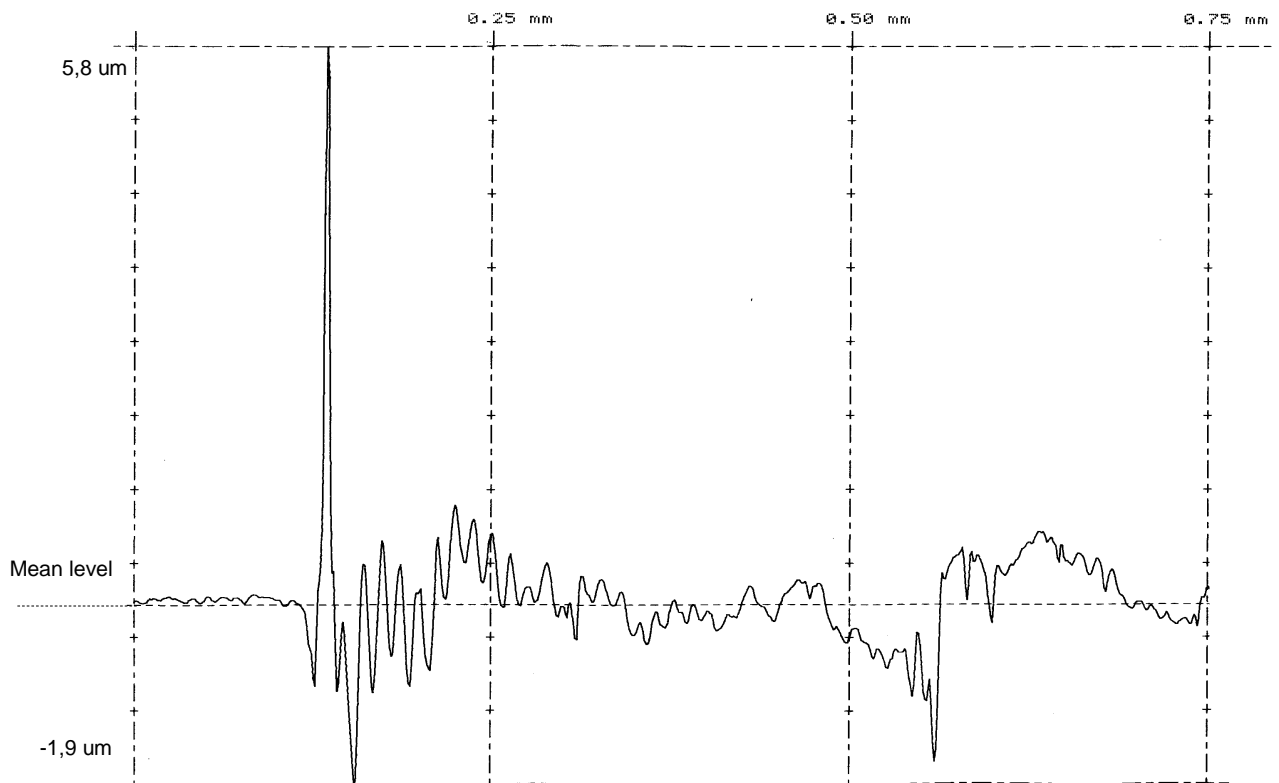
З метою визначення переваг удосконаленого комбінованого методу фінішної обробки плоских протяжних поверхонь розробленим інструментом, оснащеним НТМ, над традиційним плоским шліфуванням було проведено порівняльний аналіз найбільш впливових показників шорсткості поверхонь на їх експлуатаційні характеристики. Для порівняння були використані зразки з поверхнею, обробленою шліфуванням з виходжуванням для досягнення шорсткості  $Ra = 0,2 \dots 0,3$  мкм, адекватної отримуваній при комбінованій обробці удосконаленим методом. На рис. 3.59 і 3.60 наведені профілограми, гістограми щільності розподілу, закони розподілу поверхонь, оброблених, відповідно, комбінованим методом і шліфуванням. Найсуттєвішим фактором, який ускладнює математичний опис шорсткості при кінематико-геометричному підході, є нерегулярність, яка виникає внаслідок фізико-динамічних особливостей способів утворення поверхонь. Ця нерегулярність різноманітних впливів на процес вимагає застосування для аналізу і опису ймовірнісного підходу. Спільна дія детермінованого і випадкового процесів призводить до побудови композиційної моделі шорсткості, яка складається з детермінованої періодичної основи і накладеної на неї випадкової компоненти. У реальній шорсткості будуть переважати ті чи інші компоненти в залежності від впливу конкретно діючих технологічних факторів.

Вплив цих компонент на параметри шорсткості  $K_\gamma$  [132, 133]:

$$K_\gamma = \sigma_\gamma^2 / (\sigma_\gamma^2 + K_\beta(0)) \quad (3.15)$$

де  $\sigma_\gamma^2$  – дисперсія випадкової компоненти  $X_\gamma(t)$ ;  $K_\beta(0)$  – значення кореляційної функції  $K_\beta(\tau)$  дискретної компоненти  $X_\beta(t)$  при  $\tau = 0$ .

R/ISO/0.25mm NORMAL  
ID: 1 21-JUN-4



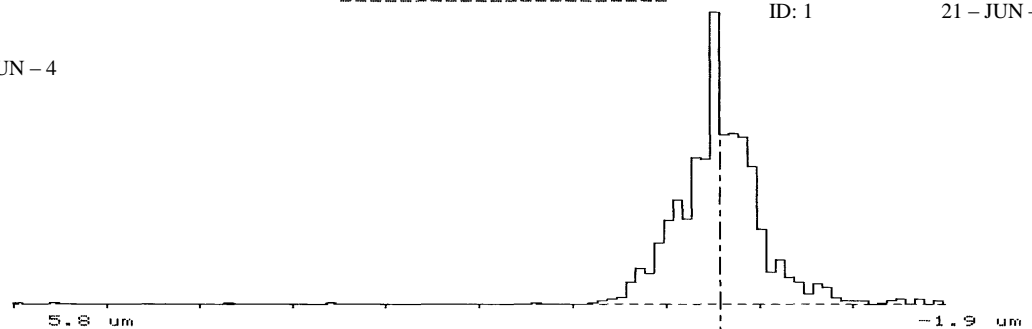
AMPLITUDE DISTRIBUTION  
=====

R/ISO/0.25mm NORMAL  
ID: 1 21-JUN-4

R/ISO/0.25mm NORMAL  
ID: 1 21-JUN-4

PARAMETERS  
=====

Rt1	7.7 um
Rt2	1.2 um
Rt3	2.4 um
Rt4	1.2 um
Rt5	2.3 um
Ra	0.29 um
Rq	0.47 um
Ry	7.7 um
Rtm	2.9 um
Rv	1.9 um
Rp	5.8 um
Sm	49.5 um
DELQ	9.3 deg
Rsk	3.5
Rku	46.7
S	17.3 um
R3z	1.2 um
Rpm	1.7 um
R3y	1.8 um



BEARING RATIO  
=====

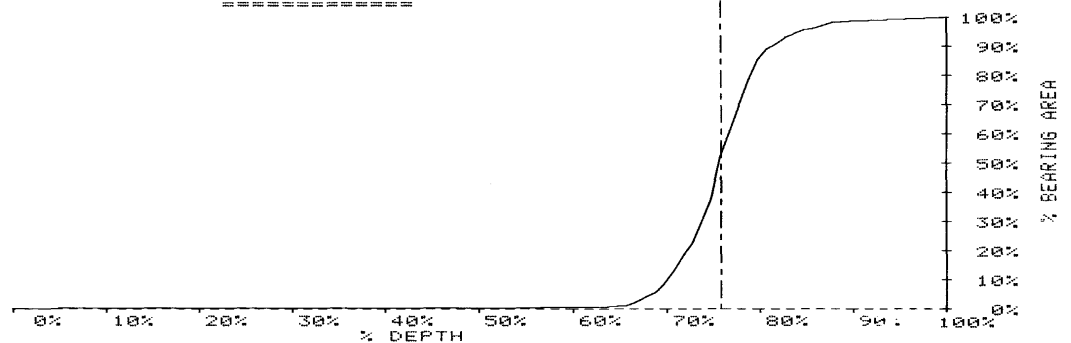


Рисунок 3.59 – Профілограма, гістограма щільності розподілу і закон розподілу геометричних параметрів шорсткості поверхні, обробленої комбінуванням різання з ППД (Сталь 40X, 50...54 HRC<sub>3</sub>, режими обробки: n = 250 об/хв, S = 0,05 мм/об, t = 0,8 мм, P<sub>інд</sub> = 120 Н)



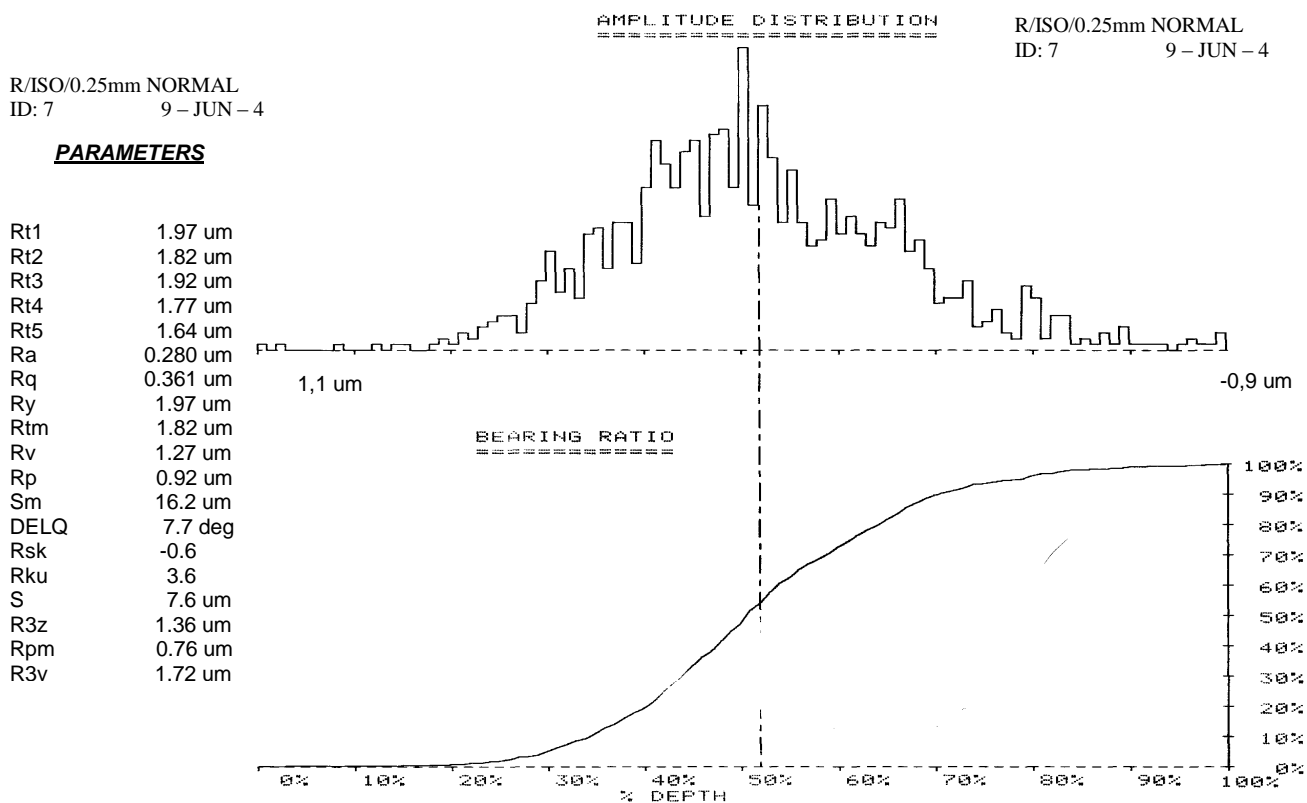
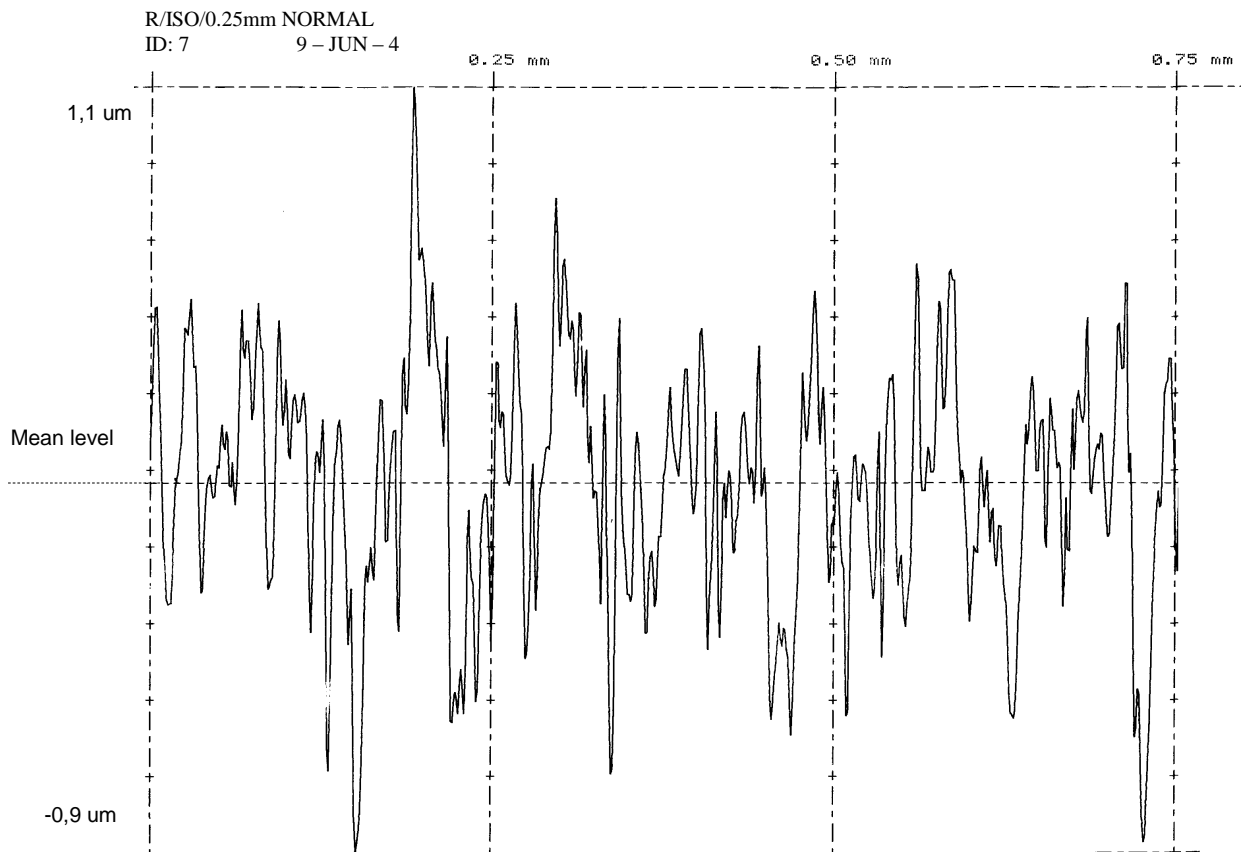


Рисунок 3.60 – Профілограма, гістограма щільності розподілу і закон розподілу геометричних параметрів шорсткості поверхні, обробленої шліфуванням з виходжуванням (Сталь 40X, 50...54 HRC<sub>3</sub>)

Рівень  $K_\gamma$  може змінюватись в межах від нуля до одиниці. Якщо  $K_\gamma = 1$ , профіль шорсткості, який аналізують, є періодичною функцією. В разі, коли  $K_\gamma = 0$ , профіль характеризує реалізацію випадкового стаціонарного процесу.  $K_\gamma$  містить також важливу інформацію про фізичні особливості процесу механічної обробки. Обробка профілограм поверхонь дає можливість в залежності від рівня випадкової складової в профілі характеризувати залежність виду механічної обробки, режимів різання, властивостей технологічної системи та багатьох інших факторів.

При чистовій лезовій обробці компонента  $K_\gamma$  досягає значних величин так само, як і при ППД, тобто рівень випадкової складової профілю суттєво збільшується, що принципово відповідає кінематично-геометричному підходу.

Для знаходження інтегральних показників якості оброблених поверхонь проведені кореляційні та спектральні аналізи експериментально визначених профілограм цих поверхонь. Виконана обробка випадкового процесу, що відповідає профілограмам, наведених на рис. 3.59 і 3.60. За допомогою аналого-цифрового перетворювача і визначених вимірювальним комплексом ординат профілограм вони приведені до набору векторів  $z_1, z_2, z_3, z_4$  і  $z_5$ .

Із п'яти окремих векторів сформовано один вектор-стовпець  $z_{12}$  розмірністю 1150. Визначення ординат проведено з врахуванням масштабу

$$xL = \frac{al}{2000} \quad (3.16)$$

Отримані результати розрахунків відрізняються від результатів апаратної обробки не більше, ніж на 10%.

На основі комплексу експериментів визначений вплив технологічних параметрів обробки на показники якості поверхні, які знайдені за вимірами профілограм в напрямку перпендикулярному до траєкторії руху формоутворюючих елементів (чистового різця і вигладжувача). Для цього використані методи спектрального аналізу профілограм.

### Висновки до розділу 3.

1. Експериментально досліджений вплив геометричних параметрів різальних частин ножів торцевих фрез та режимів різання на якість оброблених поверхонь. Для покращення якості обробленої поверхні запропоновано використовувати ножі з безвершинною радіусною різальною кромкою.

2. Визначені раціональні значення кутів нахилу різальних кромки ножів торцевих фрез. Експериментально отримана стабільна шорсткість поверхні вздовж ширини обробки за рахунок використання лінійної траєкторії різання чистовим ножем.

3. Забезпечення необхідної мікрогеометрії обробленої поверхні дозволяє покращити експлуатаційні властивості деталей машин: зносостійкість, корозійну стійкість, жорсткість.

4. За результатами стійкісних досліджень встановлено, що при інтенсифікації режимів різання, за умов завдання раціональної геометрії, забезпечується рівномірний характер зношування ножів фрез та рівень періоду стійкості притаманний чистовим процесам обробки торцевими фрезами з НТМ.

5. Порівняння апаратно-визначених показників шорсткості поверхонь, оброблених за різними технологіями (різання з вигладжуванням і шліфування) свідчить про переваги комбінованого методу перед традиційним. Так, середній крок місцевих виступів профілю  $S$  і середнє значення кроку нерівностей профілю в межах базової довжини  $S_m$  збільшено відповідно з 7,6 до 17,3 мкм і з 16,2 до 49,5 мкм, що позитивно впливає на експлуатаційні властивості поверхонь, оброблених комбінованим методом (табл. 1.1). Цьому також сприяє збільшення відносної опорної довжини профілю з  $t_p = 50\%$  до  $t_p = 74\%$ .

## РОЗДІЛ 4

# РОЗРОБКА СПОСОБІВ ОБРОБКИ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ І ПРОГРЕСИВНИХ КОНСТРУКЦІЙ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ МІНІМІЗАЦІЇ НЕГАТИВНИХ ФАКТОРІВ НЕСТАЦІОНАРНОГО РІЗАННЯ

### 4.1. Розробка математичної моделі для визначення мінімального коефіцієнта динамічності технологічної системи при глибинному торцевому фрезеруванні

Розширення областей використання лезового інструменту, оснащеного вставками з надтвердих матеріалів (НТМ) є одним із основних напрямків підвищення продуктивності та інтенсифікації обробки металів різанням. Одним з таких напрямків можна виділити збільшення величини припуску, що знімається, за рахунок використання прогресивних конструкцій ріжучих інструментів. Так при торцевому фрезеруванні використання спірально – ступінчастих схем різання дозволяє зрізати до 6 – 8 мм припуску, при обробці сірого та високоміцних чавунів [134]. Збільшення величини припуску призводить до підвищення динамічного навантаження на технологічну систему (ТС) внаслідок росту сил різання.

Доцільним є побудова математичного апарату для визначення мінімуму коефіцієнту динамічності технологічної системи при нестационарній обробці деталей торцевими фрезами, оснащеними НТМ.

Дослідженнями [1] встановлена наявність адгезійно – механічного процесу зносу ріжучих вставок з НТМ, при чому механічний фактор зносу в найбільшій мірі пов'язаний з моментом врізання інструменту в заготовку, тобто з моментами динамічного навантаження ріжучого леза. Дані навантаження враховуються коефіцієнтом динамічності, під яким розуміють абсолютну величину відношення максимальної динамічної деформації ТС до максимальної статичної, і який згідно [135] для торцевого фрезерування складає близько 1,5 – 1,7. В роботі [135] були визначені величини коефіцієнтів динамічності при характерних видах навантаження. Вказані негативні моменти потребують знаходження шляхів їх розв'язання, серед яких можна виділити визначення раціональної геометрії ріжучої частини інструменту, яка б забезпечувала мінімізацію динамічних впливів при зрізанні різальних ножів в заготовку. Рядом робіт [136, 107] показана можливість мінімізації коефіцієнту динамічності для загального випадку. Для аналізу динаміки торцевого фрезерування була побудована [101] спрощена математична модель ТС, яка знаходиться під дією сумарних пружної та дисипативної сил, а також сили різання, в даному випадку колової сили. Ця сила була прийнята в якості основи для побудови математичної моделі динаміки торцевого фрезерування, через її великі значення в порівнянні з радіальною та осьовою, згідно [134] вона перевищує останні в 1,6 – 2,1 рази.

Припустимо, що колова сила  $Q$  змінюється з часом за певним законом  $f(t/T_0)$  і через деякий період  $T_0$  сягає сталого значення  $Q_0$ . Тобто:

$$Q(t/T_0) = \begin{cases} Q_0 f(t/T_0); & (0 \leq t/T_0 \leq 1) \\ Q_0; & (t/T_0 \geq 1) \end{cases} \quad (4.1)$$

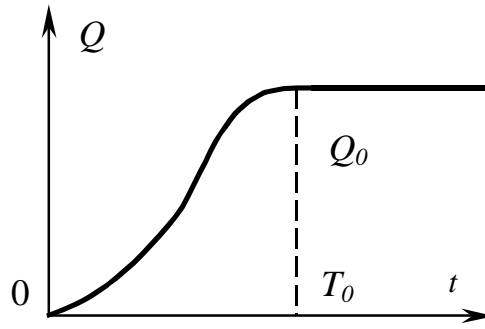


Рисунок 4.1 – Схема дії сили, що навантажує технологічну систему

Тут монотонно зростаюча функція  $f(t/T_0)$  задовольняє умовам:  $f(0) = 0$ ,  $f(1) = 1$ .

Спробуємо знайти такий закон навантаження системи, при якому коефіцієнт динамічності мав би мінімум для заданої тривалості навантаження  $T_0$ .

Відомо, що при миттєвому навантаженні ( $T_0 = 0$ ) коефіцієнт динамічності дорівнює двом, а при повільному навантаженні ( $T_0 \rightarrow \infty$ ) – одиниці.

Коефіцієнт динамічності визначається як відношення максимальної динамічної деформації ТС  $U_{\max}$  до статичної деформації  $U$ :  $k = \frac{U_{\max}}{U}$ .

Відомо [6], також, що динамічна деформація системи при нульових початкових умовах визначається по формулі:

$$U = \frac{1}{m\lambda^2} \int_0^t e^{-b(t-\tau)} \lambda Q(t/T_0) \sin \lambda(t-\tau) d\tau, \quad \lambda^2 = \frac{c}{m} - b^2 \quad (4.2)$$

де:  $m$  – приведена маса,  $\lambda$  – кругова частота,  $c$  – приведена жорсткість,  $2b$  – параметр опору, віднесений до одиниці маси.

Нехай закон навантаження  $f(t/T_0)$  і величини  $\lambda \cdot T_0$  такі, що переміщення  $U$ , обумовлене по формулі (4.2), для значень  $0 \leq t/T_0 \leq 1$  не має максимуму. Виконання цієї умови буде перевірено для функції  $f(t/T_0)$ , яку потрібно визначити. При зроблених припущеннях формула буде дорівнювати:

$$U = \frac{Q_0}{2m \cdot i \cdot \lambda^2} \left\{ \begin{aligned} & \left( e^{(b-i\lambda)\tau} \cdot e^{-(b+i\lambda)t} - e^{(b+i\lambda)\tau} \cdot e^{-(b+i\lambda)t} \right) \lambda \cdot f(t/T_0) d\tau + \\ & \int_0^{T_0} + \frac{2 \cdot i \cdot \lambda^2}{\lambda^2 + b^2} + \frac{\lambda}{b + i \cdot \lambda} e^{(b+i\lambda)T_0} \cdot e^{-(b+i\lambda)t} - \\ & - \frac{\lambda}{b - i \cdot \lambda} e^{(b-i\lambda)T_0} \cdot e^{-(b+i\lambda)t} \end{aligned} \right\} \quad (4.3)$$

Позначимо:

$$J_1 = e^{(b+i\lambda)T_0} - \int_0^{T_0} (b+i\lambda) e^{(b+i\lambda)\tau} \cdot f(t/T_0) d\tau;$$

$$J_2 = e^{(b-i\lambda)T_0} - \int_0^{T_0} (b-i\lambda) e^{(b-i\lambda)\tau} \cdot f(t/T_0) d\tau.$$

Тоді вираз (4.3) прийме вигляд:

$$U = \frac{Q_0}{2m \cdot i \cdot \lambda^2} \left\{ \frac{\lambda}{b+i \cdot \lambda} J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} - \frac{\lambda}{b-i \cdot \lambda} J_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} \right\}$$

Для перевірки даної функції на екстремум візьмемо її першу похідну:

$$U'_t = \frac{Q_0}{2m \cdot i \cdot \lambda^2} \left\{ -\lambda \cdot J_1 \cdot e^{-(b+i \cdot \lambda)t} + \lambda \cdot J_2 \cdot e^{-(b+i \cdot \lambda)t} \right\} \quad (4.4)$$

Похідну (4.4) прирівнюємо до нуля:

$$J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t_0} = J_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t_0}; \quad \frac{J_1}{J_2} = e^{2i \cdot \lambda \cdot t_0}.$$

З умови екстремуму функції  $U$  випливає, що:

$$e^{2i \cdot \lambda \cdot t_0} = \frac{J_1}{J_2} = A + B \cdot i.$$

Знаходимо:

$$t = \frac{1}{2 \cdot i \cdot \lambda} \ln |A + B \cdot i| + \frac{\pi \cdot n}{\lambda} \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (4.5)$$

Зробимо перевірку функції (4.2) за умовою максимуму, та знайдемо другу похідну даної функції:

$$U'' = \frac{Q_0}{2m \cdot i \cdot \lambda^2} \left\{ \lambda(b+i \cdot \lambda) \cdot J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} - \lambda(b-i \cdot \lambda) \cdot J_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} \right\}.$$

Залежні від часу значення  $J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t}$  та  $J_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t}$  будуть мати вигляд:

$$\begin{aligned} J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t_0} &= J_1 e^{-(b+i \cdot \lambda) \frac{1}{2i \cdot \lambda} \ln(A+B \cdot i)} \cdot e^{-(b+i \cdot \lambda) \frac{\pi \cdot n}{\lambda}} = \\ &= J_1 \left( \frac{J_1}{J_1} \right)^{\frac{-b-i \cdot \lambda}{2i \cdot \lambda}} \cdot e^{\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{-i \cdot \pi \cdot n} = J_1^{x_1} \cdot J_2^{x_2} \cdot e^{\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{-i \cdot \pi \cdot n}; \\ J_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t_0} &= J_2 e^{(-b+i \cdot \lambda) \frac{1}{2i \cdot \lambda} \ln(A+B \cdot i)} \cdot e^{(-b+i \cdot \lambda) \frac{\pi \cdot n}{\lambda}} = J_1^{x_1} \cdot J_2^{x_2} \cdot e^{\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{i \cdot \pi \cdot n}, \end{aligned}$$

$$\text{де: } x_1 = \frac{1}{2} + i \frac{b}{2\lambda}, \quad x_2 = \frac{1}{2} - i \frac{b}{2\lambda}.$$

Звідки друга похідна прийме вигляд:

$$U''(t_0) = \frac{Q_0}{2m \cdot i \cdot \lambda^2} \cdot 2 \cdot i \cdot \lambda^2 \cdot J_1^{x_1} J_2^{x_2} \cdot e^{\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{i \cdot \pi \cdot n} = \frac{Q_0}{m} e^{\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot J_1^{x_1} \cdot J_2^{x_2} \cdot e^{i \cdot \pi \cdot n}.$$

Для виконання умови максимуму необхідно щоб  $U''(t_0) \leq 0$ .

Така умова виконується лише при  $J_1^{x_1} \cdot J_2^{x_2} \geq 0$ , та  $n = 1, 2, 3, \dots$

Отримаємо статичне значення деформації ТС:  $U = U_0 = \frac{Q_0}{m \cdot \lambda^2}$ .

Коефіцієнт динамічності із врахуванням отриманих результати буде дорівнювати:

$$k = \frac{U_{\max}}{U_0} = \frac{1}{2i} \left\{ \frac{\lambda}{b+i \cdot \lambda} \cdot I_1 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} - \frac{\lambda}{b-i \cdot \lambda} I_2 e^{-(b+i \cdot \lambda)t} + \frac{2 \cdot i \cdot \lambda^2}{\lambda^2 + b^2} \right\} =$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} + \frac{1}{2i} \left\{ \frac{\lambda}{b + i \cdot \lambda} \cdot I_1^{x_1} \cdot I_2^{x_2} \cdot e^{-\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{-i \cdot \pi \cdot n} - \frac{\lambda}{b - i \cdot \lambda} \cdot I_1^{x_1} \cdot I_2^{x_2} \cdot e^{-\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \cdot e^{i \cdot \pi \cdot n} \right\} = \\
&= \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} - \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} e^{i \cdot \pi \cdot n} \cdot I_1^{x_1} \cdot I_2^{x_2} \cdot e^{-\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} = \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} + \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} \cdot I_1^{x_1} \cdot I_2^{x_2} \cdot e^{-\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}}.
\end{aligned}$$

Тобто:

$$k = \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} + \frac{\lambda^2}{\lambda^2 + b^2} \cdot J_1^{x_1} \cdot J_2^{x_2} \cdot e^{-\frac{b \cdot \pi \cdot n}{\lambda}} \quad (4.6)$$

Тут в якості  $n$  потрібно взяти таке найменше ціле непарне число, щоб  $t/T_0$ , було більше одиниці.

Формула дає значення коефіцієнта динамічності для будь-якого закону навантаження  $f(t/T_0)$ . Можна показати, що коефіцієнт динамічності  $k$ , який визначається за формулою (4.8), завжди не більше, ніж значення коефіцієнта динамічності при відсутності опору ( $b = 0$ ), що ясно і з суті фізичного явища. Тому зазначений закон навантаження  $f(t/T_0)$  знайдемо для випадку  $b = 0$ .

В цьому випадку функціонали  $J_1$  та  $J_2$  будуть дорівнювати:

$$\begin{aligned}
J_1 &= e^{i \cdot \lambda \cdot T_0} - i \cdot \lambda \int_0^{T_0} e^{i \cdot \lambda \cdot \tau} \cdot f(t/T_0) d\tau = \\
&= \cos \lambda T_0 + \int_0^{T_0} \lambda \cdot f(t/T_0) \sin \lambda \tau \cdot d\tau + i \left( \sin \lambda T_0 - \int_0^{T_0} \lambda \cdot f(t/T_0) \cos \lambda \tau \cdot d\tau \right). \\
J_2 &= e^{-i \cdot \lambda \cdot T_0} + i \int_0^{T_0} e^{-i \cdot \lambda \cdot \tau} \cdot f(t/T_0) d\tau = \\
&= \cos \lambda T_0 + \int_0^{T_0} \lambda \cdot f(t/T_0) \sin \lambda \tau \cdot d\tau - i \left( \sin \lambda T_0 - \int_0^{T_0} \lambda \cdot f(t/T_0) \cos \lambda \tau \cdot d\tau \right).
\end{aligned}$$

Формула (6) приймає наступний вид:

$$k = 1 + \sqrt{\nu(\xi)}; \quad \xi = t/T_0. \quad (4.8)$$

де  $\nu = J_1 \cdot J_2$ .

$$\nu = \left( \sin \lambda T_0 - \int_0^1 \lambda T_0 \cdot f(\xi) \cos \lambda T_0 \xi d\xi \right)^2 + \left( \cos \lambda T_0 + \int_0^1 \lambda T_0 \cdot f(\xi) \sin \lambda T_0 \xi d\xi \right)^2 \quad (4.9)$$

Задача знаходження такого закону навантаження  $f(t/T_0)$  з ціллю забезпечення мінімуму коефіцієнту динамічності перетворюється на задачу знаходження такої функції  $f(t/T_0)$ , щоб вираз  $\nu$  мав мінімум в залежності від  $f(\xi)$ . Таким чином, поставлена задача зведена до наступного варіаційній задачі: серед будь яких кривих, що з'єднують точки  $A(0;0)$  і  $B(1;1)$ , знайти таку криву, на якій вираз  $\nu$  прийняв би мінімальне значення. Причому функцію  $f(\xi)$  необхідно знаходити в класі монотонно зростаючих функцій.

Функцію  $f(\xi)$  беремо у виді ряду Фур'є наступного виду:

$$f(t/T_0) = \frac{a_0}{2} + \sum a_n \cos \frac{\pi \cdot n \cdot \tau}{T_0}. \quad (4.10)$$

Тут  $a_1, a_2, \dots, a_n, \dots$  – поки невідомі коефіцієнти.

Для отримання значень  $\nu$  необхідно обчислити:

$$\int_0^{T_0} \lambda \cdot f\left(\frac{\tau}{T_0}\right) \cos \lambda \tau \cdot d\tau = \int_0^{T_0} \frac{2a_0}{2} \cos \lambda \tau \cdot d\tau + \sum \int_0^{T_0} 2a_n \cos \frac{\pi \cdot n \cdot \tau}{T_0} \cos \lambda \tau \cdot d\tau =$$

$$\frac{a_0}{2} \sin \lambda T_0 - \sum \frac{\gamma^2 a_n}{n^2 - \gamma^2} \sin \lambda T_0 \cdot \cos \pi \cdot n = \frac{a_0}{2} \sin \lambda T_0 - \sum \frac{a_n \gamma^2}{n^2 - \gamma^2} \sin \lambda T_0 \cdot \cos \pi \cdot n,$$

та:

$$\int_0^{T_0} \lambda \cdot f\left(\frac{\tau}{T_0}\right) \sin \lambda \tau \cdot d\tau = \frac{a_0}{2} \lambda \int_0^{T_0} \sin \lambda \tau \cdot d\tau + \sum a_n \lambda \int_0^{T_0} \cos \frac{\pi \cdot n \cdot \tau}{T_0} \sin \lambda \tau \cdot d\tau =$$

$$\frac{a_0}{2} - \frac{a_0}{2} \cos \lambda T_0 + \sum \frac{a_n \gamma^2}{n^2 - \gamma^2} (\cos \lambda T_0 \cdot \cos \pi \cdot n - 1).$$

Підставляючи значення  $f(t/T_0)$ , та значення інтегралів одержуємо:

$$\nu = \left[ \left(1 - \frac{a_0}{2}\right) \sin \lambda T_0 + \sum \frac{a_n \gamma^2}{n^2 - \gamma^2} \sin \lambda T_0 \cdot \cos \pi \cdot n \right]^2 + \left( \gamma = \frac{\lambda \cdot T_0}{\pi} \right)$$

$$+ \left[ \frac{a_0}{2} + \left(1 - \frac{a_0}{2}\right) \cos \lambda T_0 + \sum \frac{a_n \gamma^2}{n^2 - \gamma^2} (\cos \lambda T_0 \cdot \cos \pi \cdot n - 1) \right]^2, \quad (4.11)$$

Знайдемо екстремум  $\nu = \nu(a_1, a_2, \dots, a_n, \dots)$ , необхідні умови якого  $\frac{\partial \nu}{\partial a_n} = 0$ ;

$n = 0, 1, \dots$  Умови  $\frac{\partial \nu}{\partial a_{2n-1}} = 0$ ;  $n = 0, 1, \dots$  дають:

$$\left[ \left(1 - \frac{a_0}{2}\right) \sin \lambda T_0 + \gamma^2 \left[ \sum_{1,3,\dots} \frac{a_n}{n^2 - \gamma^2} - \sum_{2,4,\dots} \frac{a_n}{n^2 - \gamma^2} \right] \sin \lambda T_0 \right] \frac{\gamma^2}{n^2 - \gamma^2} \sin \lambda T_0 +$$

$$+ \left[ \left(1 - \frac{a_0}{2}\right) \cos \lambda T_0 + \frac{a_0}{2} - \gamma^2 \left[ \sum_{1,3,\dots} \frac{a_n}{n^2 - \gamma^2} (1 + \cos \lambda T_0) + \sum_{2,4,\dots} \frac{a_n}{n^2 - \gamma^2} (1 - \cos \lambda T_0) \right] \right] \frac{\gamma^2}{n^2 - \gamma^2} (1 + \cos \lambda T_0).$$

або:

$$\sum_{1,3,\dots} \frac{a_n}{n^2 - \gamma^2} = \frac{1}{2\gamma^2} \quad \sum_{2,4,\dots} a_n - \sum_{1,3,\dots} a_n = 1 - \frac{a_0}{2}. \quad (4.12)$$



Тут друга рівність знайдена аналогічно з умови  $\frac{\partial v}{\partial a_{2n}} = 0$ ; ( $n = 0, 1, 2, \dots$ ).

Якщо підставити вирази сум (4.12), то одержимо  $v = 0$ . Отже це є умови мінімуму, тому що  $v$  – істотно додатня величина. З огляду на те, що функція  $f(t/T_0)$  задовольняє умовам  $f(0) = 0$ ,  $f(1) = 1$  маємо:

$$\sum_{2,4,\dots}^{\infty} a_n = \frac{1-a_0}{2}; \quad \sum_{1,3,\dots}^{\infty} a_n = -\frac{1}{2}. \quad (4.13)$$

Можна підібрати багато значень  $a_n$ , що будуть задовольняти умовам, причому при виконанні цих умов  $v_{\min} = 0$  тобто  $k = 1$ .

Зокрема, можна прийняти:

$$a_{2n-1} = \frac{A_1}{2n-1} + \frac{A_2}{(2n-1)^2 - \alpha_2^2} + \frac{A_3}{(2n-1)^2 + \alpha_3^2}, \quad a_{2n} = 0. \quad (4.14)$$

Якщо підставити (14) в (10) і підсумувати, то знайдемо  $f(t/T_0)$ :

$$f = \frac{a_0}{2} + \frac{A_1}{2} \operatorname{ctg} \frac{\pi \cdot t}{2T_0} + A_2 \pi \sin \pi \alpha_2 \left( \frac{1}{2} - t/T_0 \right) + \frac{A_3}{4\alpha_2 \operatorname{sh} \pi \alpha_3} \left[ \operatorname{ch} \pi \alpha_3 \left( 1 - \frac{t}{T_0} \right) - \operatorname{ch} \frac{\pi \alpha_3 t}{T_0} \right],$$

причому  $a_0, A_1, A_2, A_3, \dots, \alpha_2, \alpha_3$  – постійні, що задовольняють умовам (12); звідси випливає, що в такій загальній постановці задача має не єдине рішення. Однак поки не були використані умови монотонного зростання функції  $f(t/T_0)$ .

Подальше знаходження коефіцієнтів Фур'є  $a_n$  ряду проводиться аналітичним підбором. Нехай  $A_3 \neq 0, \alpha_2 \neq 0$ , а інші постійні дорівнюють нулю. Тоді:

$$a_{2n-1} = \frac{A_2}{(2n-1)^2 - \alpha_2^2}. \quad (4.15)$$

З рівняння (4.11) одержимо:  $f(t/T_0) = \frac{a_0}{2} + A_2 \frac{\pi \sin \pi \alpha_2}{4\alpha_2 \cos \frac{\pi \alpha_2}{2}} \left( \frac{1}{2} - t/T_0 \right)$ .

Умова (4.12) дає  $a_0 = 1$ . В даному випадку рівняння (13) приймає вид тотожності. Тоді рівняння (4.12) та (4.13) будуть дорівнювати:

$$A_2 \sum_{1,3,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 - \gamma^2} \frac{1}{n^2 - \alpha_2^2} = \frac{1}{2\gamma^2}; \quad A_2 \sum_{1,3,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 - \alpha_2^2} = -\frac{1}{2}. \quad (4.16)$$

Підсумовуючи останні ряди, знайдемо:

$$A_2 = -\frac{2\alpha_2}{\pi \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \alpha_2}{2}}; \quad \frac{A_2}{\alpha_2^2 - \gamma^2} \left[ \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \alpha_2}{2}}{4\alpha_2} - \frac{\pi^2 \operatorname{tg} \frac{\lambda T_0}{2}}{4\lambda T_0} \right] = \frac{1}{2\gamma^2}. \quad (4.17)$$

З цього випливає, що  $\alpha_2$  повинно задовольняти рівнянню:

$$\gamma \cdot \operatorname{tg} \frac{\lambda T_0}{2} = \alpha_2 \operatorname{tg} \frac{\pi \cdot \alpha_2}{2}; \quad \alpha_2 \neq \gamma. \quad (4.18)$$

Рекомендується брати найменший корінь рівняння.

Підставивши знайдені значення  $a_0$  і  $A_2$ , в вираз (4.15) знайдемо:

$$f(t/T_0) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2 \sin \frac{\pi \alpha_2}{2}} \sin \left[ \pi \cdot \alpha_2 \left( \frac{1}{2} - t/T_0 \right) \right]. \quad (4.19)$$

Дослідження показує, що даний закон задовольняє всім умовам (сформульованим на початку), якщо  $2\pi \leq \lambda T_0 \leq 3\pi$ .

Причому  $\alpha_2$  визначається з рівняння (4.18).

Значення найменшого кореня цього рівняння для деяких значень  $\lambda T_0$  наведені в табл. 4.1.

Таблиця 4.1 – Значення найменшого кореня рівняння (4.18)

$\lambda T_0 = 2\pi$	$9\pi/4$	$5\pi/2$	$11\pi/4$	$3\pi$
$\alpha_2 = 0$	0,625	0,822	0,913	1

Щоб одержати  $f(t/T_0)$  для  $\lambda T_0 < 2\pi$ , розглянемо другий окремий випадок.

Приймаємо у виразі (14)  $A_3 \neq 0$ ;  $\alpha_3 \neq 0$ , а всі інші постійні дорівнюють нулю.

Повторюючи розрахунок, що наведений вище, одержимо:

$$f(t/T_0) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2 \sin \frac{\pi \alpha_3}{2}} sh \left[ \pi \cdot \alpha_3 \left( \frac{1}{2} - t/T_0 \right) \right]. \quad (4.20)$$

Значення  $\alpha_3$  визначається за наступним рівнянням:

$$\frac{\pi \cdot \alpha_3 \cdot th \pi \alpha_3}{2} = - \frac{\lambda \cdot T_0 \cdot th \lambda \cdot T_0}{2} \quad (4.21)$$

Корені рівняння (4.21) наведені в табл. 4.2:

Таблиця 4.2 – Корені рівняння (4.21)

$\lambda T_0 = 2\pi$	$7\pi/4$	$3\pi/2$	$5\pi/4$	$\pi$
$\alpha_3 = 0$	1	4	20	$\infty$

На рис. 4.2 приведені графіки  $f(t/T_0)$ , обчислені за формулами (4.19) та (4.20). Безпосередньою перевіркою переконаємося, що для (4.19) та (4.20) величина  $U$ , підрахована за формулою (4.2) не має екстремуму при  $0 < t/T_0 < 1$ .

Формули (4.19) та (4.20) дозволяють отримувати закони навантаження технологічної системи, при яких коефіцієнт динамічності приймає значення  $k=1$ , тобто якщо ми задаємося деяким періодом часу, за який буде виконано навантаження технологічної системи, ми отримаємо динаміку системи, яка відповідає повільному навантаженню.

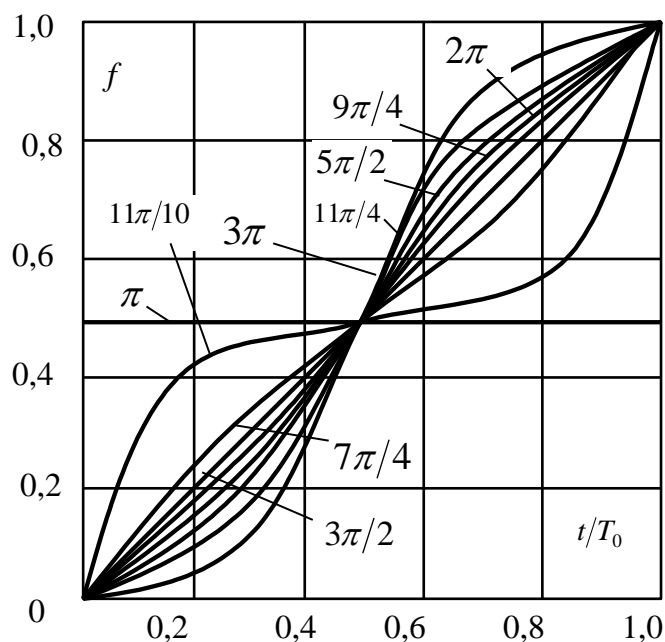


Рисунок 4.2 – Приклади різних законів навантаження, що забезпечують значення коефіцієнта динамічності  $k=1$

Закон навантаження при торцевому фрезеруванні, для моделі, яка враховує вплив лише колової сили різання, може визначатися декількома параметрами: тертям по передній і задній поверхнях ріжучих ножів, зносом інструменту тощо, але основним чинником є геометрія інструменту. В момент врізання ножа в заготовку поступовий приріст площі передньої поверхні ножа, що приймає участь в різанні, визначає закон навантаження леза ріжучого елемента. Якщо вважати, що на одиницю площі задіяної в різанні діє постійне за величиною розподілене навантаження, яке утворює сумарну миттєву силу різання, а також враховуючи, що в початковий момент врізання сила дорівнює нулю, а в момент, коли зрізається весь поперечний переріз, сила приймає стале значення, то геометрією інструмента можна задати таке положення передньої поверхні, щоб вона забезпечувала таку зміну сили різання в часі, яка б задавала значення мінімуму коефіцієнту динамічності. Таким чином, отримані аналітичні залежності дають можливість визначати геометрію ріжучих елементів, з ціллю реалізації більш стабільного процесу фрезерування.

#### 4.2. Конструктивні параметри ступінчастих торцевих фрез косокутного різання

Переваги ступінчастих схем різання торцевих фрез [66] дозволяє використовувати їх при проектуванні нових конструкцій торцевих фрез. Необхідність створення умов збільшеної кількості ножів, що беруть участь в різанні, викликало необхідність застосування ступінчастої схеми різання з нерівномірним осьовим вильотом ножів відносно корпусу фрези. При цьому, для вирішення питання спрощеної настройки ножів відносно корпусу фрези, торець фрези виконано конічним (рис. 4.3) з кутом нахилу розрахованим за залежністю (4.22):

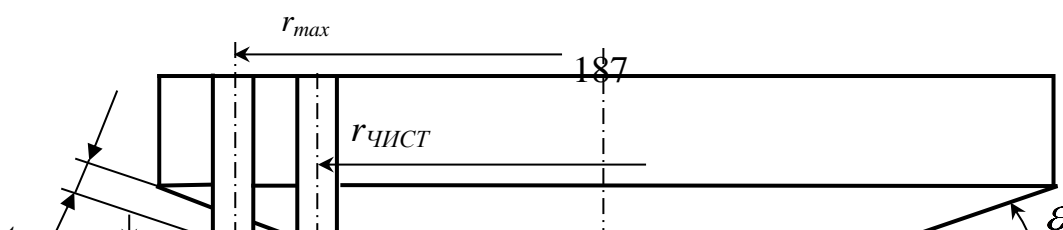


Рисунок 4.3 – Схема визначення кута конічної поверхні торця фрези

$$\varepsilon = \arctg \frac{H_{ЗАГ}}{r_{max} - r_{ЧИСТ}}, \quad (4.22)$$

де  $H_{ЗАГ}$  – припуск фрезерування;  $r_{max}$  – максимальний радіус чорнового ножа;  $r_{ЧИСТ}$  – радіальне розташування чистового ножа.

Для збільшення кількості ножів, які беруть участь в різанні (при коливаннях загального припуску за рахунок похибок заготовки), застосовано радіальне розміщення ножів по логарифмічним спіралям [70], що приводить до зменшення глибини різання кожним ножом при зменшенні радіуса на якому розташований ніж (рис. 4.4).

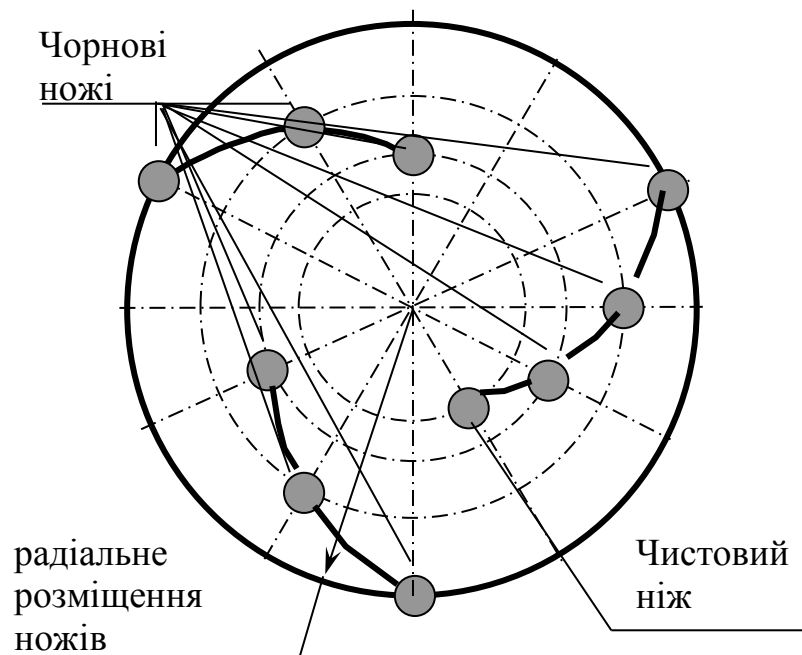


Рисунок 4.4 – Схема радіального то осьового розміщення ножів ступінчастих фрез

Збільшення кількості ножів, що мають максимальний вильот відносно корпусу фрези забезпечує участь в різанні 80-90% кількості ножів при значних коливаннях припуску (40-50%). Радіальне та осьове розміщення ножів спроектованої гами фрез  $\varnothing 125-315$  мм наведене у табл. 4.3.

Таблиця 4.3 – Радіальне та осьове розміщення ножів спроектованої гами фрез

№ з/п	Діаметр фрези, мм	Номер ножа	Кількість ножів	Радіальне розташування ножів, мм	Осьове розташування ножів, мм при обробці		Загальна кількість ножів
					напівчистовій	чистовій	
1	2	3	4	5	6	7	8
1	125	1	1	57,0	0	0	11
2		2	2	59,3	0,26	0,12	
3		3	2	61,9	0,66	0,35	
4		4	1	64,5	1,24	0,67	
5		5	1	58,0	0,09	0,03	
6		6	2	60,6	0,43	0,21	
7		7	2	63,2	0,89	0,49	
8	200	1	1	95,0	0	0	18
9		2	3	97,3	0,26	0,12	
10		3	2	99,9	0,66	0,35	
11		4	2	102,5	1,24	0,67	
12		5	3	96,0	0,09	0,03	
13		6	3	98,6	0,43	0,21	
14		7	2	101,2	0,89	0,49	
15		8	2	103,8	1,59	0,85	
16	250	1	1	120,0	0	0	24
17		2	3	122,3	0,26	0,12	
18		3	3	124,9	0,66	0,35	
19		4	3	127,5	1,24	0,67	
20		5	3	121,0	0,09	0,03	
21		6	3	123,6	0,43	0,21	
22		7	3	126,2	0,89	0,49	
23		8	3	128,8	1,59	0,85	
24		9	2	130,1	1,94	1,03	
25	315	1	1	152,0	0	0	24
26		2	3	154,3	0,26	0,12	
27		3	3	156,9	0,66	0,35	
28		4	3	159,5	1,24	0,67	
29		5	3	153,0	0,09	0,03	
30		6	3	155,6	0,43	0,21	
31		7	3	158,2	0,89	0,49	
32		8	3	160,8	1,59	0,85	
33		9	2	162,1	1,94	1,03	

Настроювання осьового положення ножів виконується відносно чистового ножа, розташованого на найменшій відстані від осі фрези.

Для спроектованих ножів прийнята передня поверхня плоскою, а задня – циліндричною. Перетин задньої циліндричної з плоскою передньою поверхнею утворює монотонну різальну кромку, що полегшує процес її заточки та створює умови різання близькі до вільного різання.

Аналіз літературних даних [81, 75, 61, 62, 74] показує ефективність застосування косокутної геометрії ножів, що особливо важливо для процесу чистового фрезерування, де товщини зрізаних шарів близькі до радіусу округлення різальних кромek, тому ножі фрез виконувались з кутами нахилу різальних кромek  $\lambda = -(35^\circ - 45^\circ)$ . Геометрія ножа фрези показана на рис. 4.5.

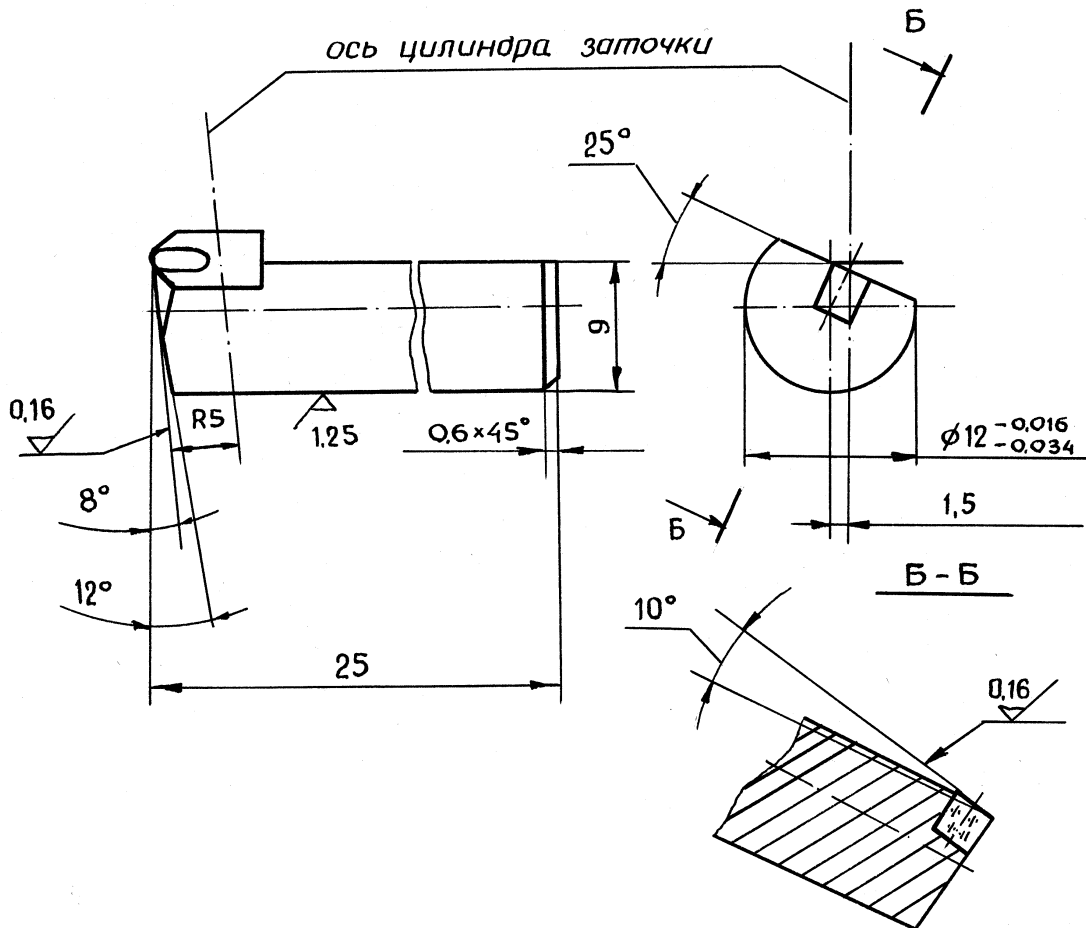


Рисунок 4.5 – Геометрія різального ножа фрез

Заточення ножів фрез виконувалося на спеціальному верстаті моделі 3629 для заточення радіусів. Попередньо виконувалась чорнова заточка алмазними кругами зернистістю 160/100 кругами 2724-0037 ГОСТ 16172-80, після чого різальні поверхні доводилися алмазними кругами зернистістю 28/20. Чистота передньої і задньої поверхонь контролювалася на профілометрі-профілографі "Калібр ВЕІ" і шорсткість не перевищувала  $Ra = 0,2$  мкм.

Для фрезерних верстатів спроектовані модифікації фрез (рис. 4.6).

Фрези (рис. 4.7) складаються з корпусу 1, у якому встановлюються ножі 2, оснащені НТМ. Ножі 2 базуються по циліндричних отворах у корпусі 1 фрези і закріплюються відносно корпусу 1 клино – гвинтовим механізмом, що складається з циліндричного клина 3 і гвинта 4. Осьове положення ножів 2 регулюється за допомогою гвинта 5 з дрібною різьбою.

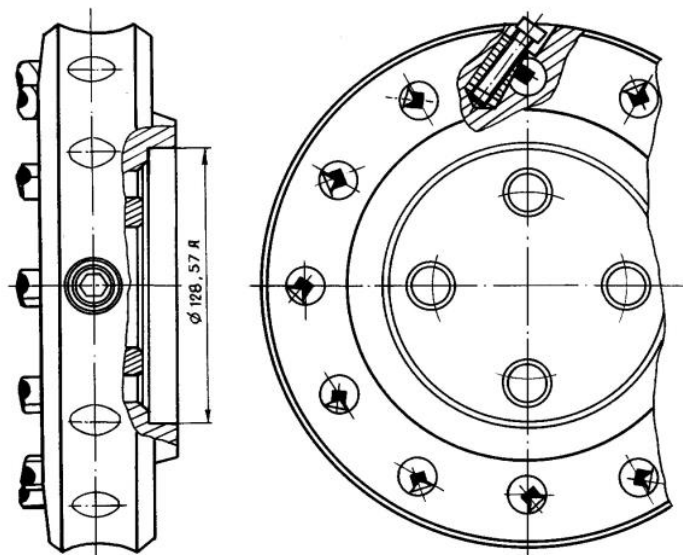


Рисунок 4.6 – Торцева ступінчаста фреза косокутного різання для обробки відкритих поверхонь

Застосування ступінчастої схеми різання з використанням косокутної геометрії дозволяє виконувати операції чистового (максимальна величина припуску 0,7 мм) та напівчистового фрезерування (максимальна величина припуску 2 мм).

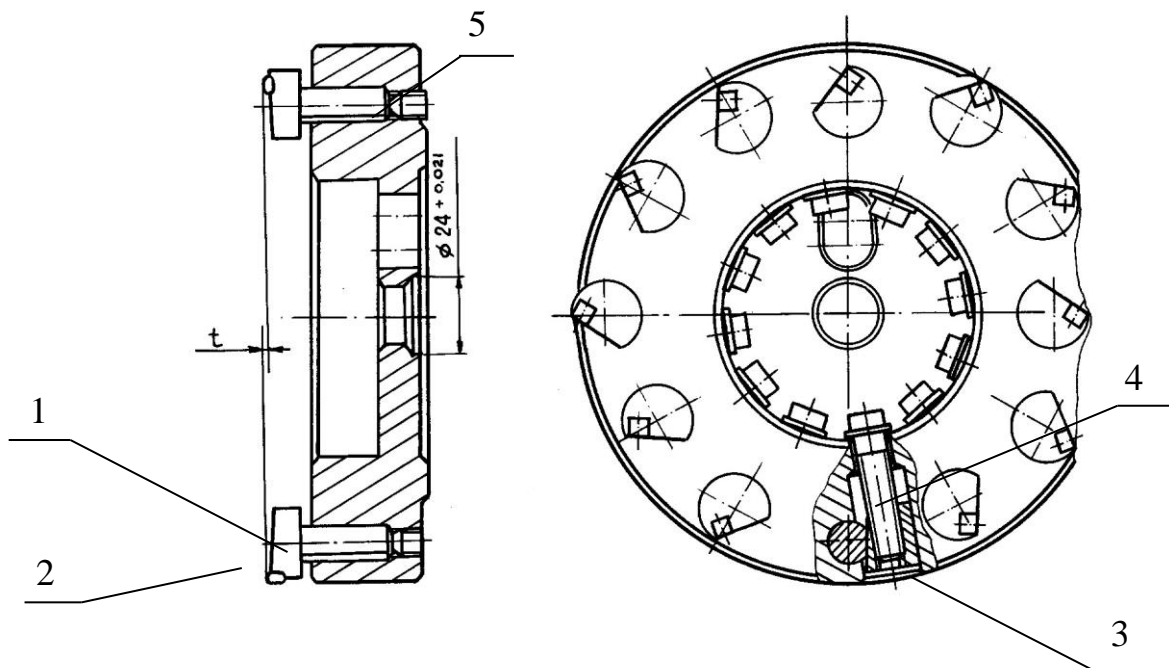


Рисунок 4.7 – Торцева ступінчаста фреза для обробки напівзакритих поверхонь, оснащена НТМ

Для визначення ефективності застосування косокутної геометрії ножів фрез вивчено процес косокутного різання, що дозволило уточнити геометричні параметри ножів фрез.

### 4.3. Результати впровадження чистових торцевих фрез підвищеної працездатності у виробничих умовах

З метою визначення працездатності торцевих ступінчастих фрез косокутного різання і підтвердження результатів теоретичних досліджень були виготовлена гама торцевих фрез для чистової та напівчистової обробки. Виробничі випробування та впровадження фрез проводилося в умовах серійного виробництва при обробці мілких та корпусних деталей. Для встановлення основних вимог до обладнання, інструмента, режимів різання було розроблено стандарт технічний підприємства.

Фрези на підприємствах застосовуються при чистовій ( $t_{\max}=0,7$  мм) та напівчистовій обробці ( $t_{\max}=2,2$  мм).

Встановлено найбільш доцільним використання фрез при:

- напівчистовому та чистовому фрезеруванні плоских поверхонь деталей на розточних, фрезерних та повздовжньо-шліфувальних верстатах;
- обробці деталей на верстатах з ЧПУ;
- обробці деталей з точним взаємним розташуванням площин і отворів;
- обробці деталей високої твердості і довжини;
- обробці деталей з особливими вимогами до стану поверхневого шару.

Результати впровадження торцевих фрез із запропонованою геометрію різальних частин показали їх високу працездатність.

Точність плоских поверхонь, які оброблені спроектованими торцевими фрезами, підвищується на 2–4 квалітета при чистовому фрезеруванні і на 1–3 квалітета при напівчистовому фрезеруванні по відношенню до попередньої операції фрезерування. Максимальне відхилення від площинності при обробці деталей ступінчастими фрезами на верстатах нормальної точності наведено у табл. 4.4, а шорсткість поверхонь – у табл. 4.5.

Таблиця 4.4 – Максимальне відхилення від площинності

Вид фрезерування	Максимальне відхилення від площинності, мкм, при номінальній довжині				
	60-160	160-400	400-1000	1000-2500	2500-6300
напівчистове	25	40	60	100	160
чистове	4	6	10	16	25

Торцеві фрези використовуються на вертикально- і повздовжньо-фрезерних, горизонтально-розточних та повздовжньо-шліфувальних верстатах нормальної та підвищеної точності для обробки: відкритих площин (рис. 4.8а), напівзакритих площин (рис. 4.8б) та для комбінованої обробки деталей (рис. 4.8в).

Радіальне розташування ножів фрез визначається виконаними у корпусі фрези отворами діаметром  $12^{+0,03}$ . Величина осьового вильоту чорнових ножів встановлюється відносно чистового ножа (розташованого в радіальному напрямку на найменшій відстані від осі фрези). Похибки осьового вильоту не повинні перевищувати 0,04 мм.

Рекомендовані величини подач на оберт наведені у табл. 4.6.

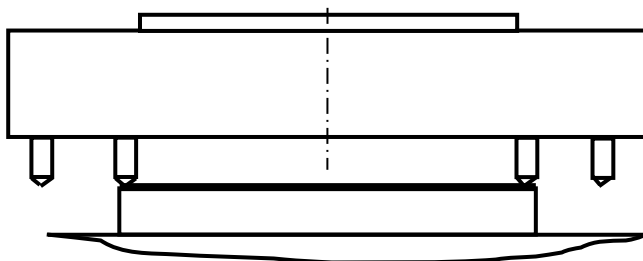


Таблиця 4.5 – Параметри шорсткості фрезерування

Оброблюємий матеріал	Параметр шорсткості $Ra$ , мкм при видах фрезерування	
	напівчистове	чистове
1	2	3
Сталі твердістю:		
менше 32 $HRC_E$	2,5–10,0	0,8–2,5
32–52 $HRC_E$	2,5–10,0	0,8–1,25
52–61 $HRC_E$	2,5–10,0	0,4–0,8
більше 61 $HRC_E$	1,6–5,0	0,2–0,8
Чавуни:		
сірі та високоміцні ( $HB160 - 270$ )	2,5–10,0	0,8–3,2
відбілені та загартовані ( $HB400 - 600$ )	1,6–10,0	0,4–1,6

Таблиця 4.6 – Параметри шорсткості фрезерування

Оброблюємий матеріал	Вид обробки	Подача на оберт, мм/об	Параметр шорсткості $Ra$ , мкм
1	2	3	4
<b>Сталі твердістю:</b>			
менше 32 $HRC_E$	напівчистова	0,63–0,80	0,80–3,20
	чистова	0,25–0,40	0,80–1,60
32–52 $HRC_E$	напівчистова	0,32–0,63	0,80–3,20
	чистова	0,20–0,40	0,80–1,60
52–61 $HRC_E$	напівчистова	0,25–0,50	0,80–3,20
	чистова	0,20–0,40	0,40–0,80
більше 61 $HRC_E$	напівчистова	0,25–0,40	0,80–3,20
	чистова	0,15–0,40	0,20–0,80
<b>Чавуни:</b>			
сірі та високоміцні ( $HB160 - 270$ )	напівчистова	0,63–1,00	0,80–3,20
	чистова	0,25–0,40	0,80–1,60
відбілені та загартовані ( $HB400 - 600$ )	напівчистова	0,40–0,63	1,60–3,20
	чистова	0,25–0,40	0,40–1,60



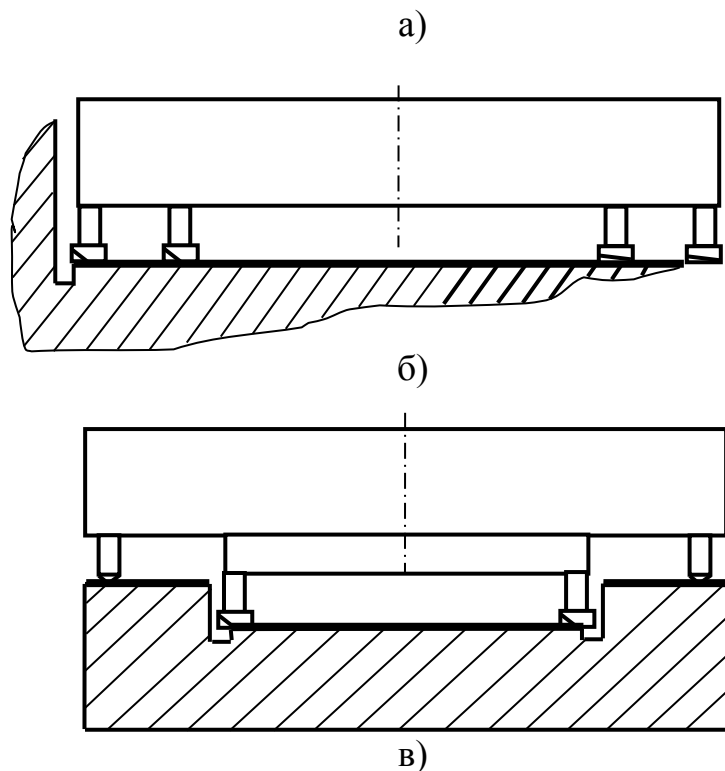


Рисунок 4.8 – Схеми обробки плоских поверхонь деталей

Величина повздовжньої хвилинної подачі  $S_{XB}$  визначається за залежністю:

$$S_{XB} = S_O \cdot n \cdot k_1 \cdot k_2,$$

де  $S_O$  – подача на оберт, мм/об (табл. 4.6);  $n$  – частота обертання,  $\text{хв}^{-1}$  (табл. 4.7);  $k_1$  – поправочний коефіцієнт, який враховує тип верстата і термін експлуатації (табл. 4.8);  $k_2$  – поправочний коефіцієнт, який враховує ширину фрезерування (табл. 4.9). Частота обертання фрез косокутного різання визначається згідно табл. 4.7.

Таблиця 4.7 – Частоти обертання фрез косокутного різання

Оброблюємий матеріал	Частота обертання, $\text{хв}^{-1}$ при діаметрі фрези, мм				
	125	160	200	250	315
<i>Сталі твердістю:</i>					
менше 32 $HRC_E$	800–1250	630–1000	500–800	400–630	315–500
32–52 $HRC_E$	630–1000	500–800	400–630	315–500	250–400
52–61 $HRC_E$	500–800	400–630	315–500	250–400	200–315
більше 61 $HRC_E$	315–500	250–400	200–315	160–250	125–200

Продовження таблиці 4.7

<i>Чавуни:</i>
----------------

* сірі та високоміцні (НВ160 – 270)	1600 – 2000	1200 – 1600	1000 – 1250	800 – 1000	630 – 800
	2000 – 3000	1600 – 2400	1250 – 2000	1000 – 1600	800 – 1250
* відбілені та загартовані (НВ400 – 600)	1000 – 1250	750 – 1000	630 – 800	500 – 630	400 – 500
	1250 – 1600	1000 – 1250	800 – 1000	630 – 800	500 – 630

\* Примітка: чисельник – напівчистова обробка, знаменник – чистова обробка.

Таблиця 4.8 – Поправочний коефіцієнт  $k_1$

Тип верстата	Коефіцієнт $k_1$ при терміні експлуатації верстата		
	до 5 років	до 10 років	до 15 років
Вертикально– та горизонтально–фрезерні	1,0	0,80	0,60
Повздовжньо–фрезерні	1,0	0,85	0,70
Горизонтальні–розточні	1,1	1,0	0,85
Продольно–шліфувальні	1,3	1,2	1,1

Таблиця 4.9 – Поправочний коефіцієнт  $k_2$

Відношення ширини фрезерування до діаметра фрези, $B/D$	Коефіцієнт $k_2$
До 0,6	0,95
0,6–0,8	1,00
Більше 0,8	1,05

Розрахунок періоду стійкості у довжині обробленої поверхні  $L$  визначається за залежністю:

$$L = l \cdot k_3 \cdot k_4 \cdot k_5,$$

де  $l$  – середній період стійкості, визначений у довжині обробленої поверхні, м;  $k_3$  – поправочний коефіцієнт на величину подачі на оберт;  $k_4$  – поправочний коефіцієнт, який враховує ширину фрезерування;  $k_5$  – поправочний коефіцієнт, який враховує термін експлуатації верстата.

Середній період стійкості  $l$ , визначений у довжині обробленої поверхні наведено у табл. 4.10.

Таблиця 4.10 – Середній період стійкості  $l$

Оброблюємий матеріал	Вид обробки	Середній період стійкості $l$ , м
1	2	3
<b>Сталі твердістю:</b>		
менше 32 $HRC_E$	напівчистова	40–60
	чистова	50–70
32–52 $HRC_E$	напівчистова	40–60
	чистова	50–70
52–61 $HRC_E$	напівчистова	30–50
	чистова	40–60
більше 61 $HRC_E$	напівчистова	20–40
	чистова	30–50
<b>Чавуни:</b>		
сірі та високоміцні ( $HB160 - 270$ )	напівчистова	70–110
	чистова	80–120
відбілені та загартовані ( $HB400 - 600$ )	напівчистова	60–90
	чистова	70–100

Значення поправочних коефіцієнтів  $k_3, k_4, k_5$  наведено у табл. 4.11–4.13.

Таблиця 4.11 – Значення поправочних коефіцієнтів  $k_3$

Оброблюємий матеріал	Вид обробки	Подача на оберт, мм/об	Коефіцієнт $k_3$
<b>Сталі твердістю:</b>			
менше 32 $HRC_E$	напівчистова	0,63–0,80	0,95–1,00
	чистова	0,25–0,40	0,85–1,00
32–52 $HRC_E$	напівчистова	0,32–0,63	0,95–1,00
	чистова	0,20–0,40	0,80–1,00
52–61 $HRC_E$	напівчистова	0,25–0,50	0,90–1,00
	чистова	0,20–0,40	0,80–1,00
більше 61 $HRC_E$	напівчистова	0,25–0,40	0,85–0,90
	чистова	0,15–0,40	0,75–0,80
<b>Чавуни:</b>			
сірі та високоміцні ( $HB160 - 270$ )	напівчистова	0,63–1,00	0,95–1,05
	чистова	0,25–0,40	0,80–0,90
відбілені та загартовані ( $HB400 - 600$ )	напівчистова	0,40–0,63	0,90–1,00
	чистова	0,25–0,40	0,75–0,80

Таблиця 4.12 – Значення поправочних коефіцієнтів  $k_4$

Відношення ширини фрезерування до діаметра фрези, $B/D$	Коефіцієнт $k_4$
До 0,6	1,10
0,6–0,8	1,00
Більше 0,8	0,90

Таблиця 4.13 – Значення поправочних коефіцієнтів  $k_5$

Термін експлуатації верстата, років	Коефіцієнт $k_5$
До 5	1,10
До 10	1,00
До 15	0,80

Розрахунок періоду стійкості виконується за залежністю:

$$T = \frac{L}{S_{XB}}$$

Загальний період стійкості фрези складає:

$$T_{ЗАГ} = T \cdot K,$$

де  $K$  – кількість переточок комплекту ножів фрези (5 – 6).

Переточкам повинні піддаватися ножі, які отримали у процесі роботи фаску зносу по задній поверхні, що дорівнює 0,35 мм при обробці чавуну і 0,20 мм при обробці сталі.

Заточка ножів фрез виконується у наступній послідовності (табл. 4.14):

- заточування задньої поверхні сталюї державки;
- заточування задньої поверхні зерна НТМ;
- доводка задньої поверхні зерна НТМ;
- доводка передньої поверхні зерна НТМ.

Таблиця 4.14 – Послідовність заточки ножів фрез

Вид операції	Характеристика круга
1	2
Заточування задньої поверхні сталюї державки	Абразивний круг $ЧЦ150 \times 40 \times 32$ $24A 25 - 40 CM 2K ГОСТ2424 - 75$
Заточування задньої поверхні зерна НТМ	Алмазний круг 2724 – 0037 $ДСО 160/100 B1 100\% ГОСТ16172 - 80$
Доводка задньої поверхні зерна НТМ	Алмазний круг 2724 – 0028 $АСН( АСС ) 28/20 БР 100\%$ $ГОСТ16172 - 80$
Доводка передньої поверхні зерна НТМ	Алмазний круг 2724 – 0028 $АСН( АСС ) 28/20 БР 100\%$ $ГОСТ16172 - 80$

Технологічні режими заточування ножів фрез наведено у табл. 4.15.

Таблиця 4.15 – Технологічні режими заточування ножів фрез

Вид операції	Режими заточування			
	Швидкість круга, м/с	Швидкість деталі, м/хв	Подача, мм/подв. хід	Кількість проходів вигладжування
Заточування	15–25	1–3	0,01–0,02	1–2
Доводка	20–30	0,5–1,0	0,002–0,005	5–10

Заточування і доведення різальних ножів фрез виконується на верстаті моделі 3629.

Розроблена гама чистових фрез використовується підприємствами для напівчистового та чистового фрезерування чавунних та сталевих загартованих деталей верстатів. Спроектвана оснастка дозволяє виконувати заміну зношених ножів безпосередньо на верстатах. Порівняльні дослідження спроектованих чистових ступінчастих фрез з косокутною геометрією ножів показали їх підвищену продуктивність по відношенню до шліфування (у 4–6 разів) і обробку фрезами відомих конструкцій (у 3–5 разів) та їх більш високу стійкість.

#### 4.4. Технологічне забезпечення високошвидкісної обробки деталей

Запровадження процесів високошвидкісної обробки є одним з основних методів інтенсифікації виробництва. Розробка сучасного обладнання, проектування різального інструмента та оснащення сьогодні ґрунтується на використанні високих швидкостей різання та великих швидкостей лінійних переміщень. Разом з тим, використання процесів високошвидкісної обробки, що супроводжується високими тепловими навантаженнями та підвищеною динамікою процесів, вимагає враховувати ці особливості при проектуванні технологічних процесів та обладнання, застосуванні нових інструментальних матеріалів тощо.

У 1931 р. Золомоном був розроблений патент, в якому він визначив надкритичні швидкості обробки кольорових металів ( $V = 610...762$  м/хв.), після перевищення яких температура різання не збільшується, а, навпаки, знижується, що підвищує стійкість різального інструменту. Такий характер залежності температури різання від швидкості можна пояснити тим, що за певної швидкості деформації відбувається легке руйнування матеріалу, що обробляється. Крім того, при високих швидкостях деформування виникає вивільнення накопиченої потенційної енергії, що знижує опір деформуванню внаслідок внутрішнього розігрівання металу [130]. При високошвидкісній обробці спостерігається локалізація деформації в малому об'ємі зони різання, а також інтенсивний розігрів контактних шарів, що зменшує сили тертя [130].

Процес високошвидкісного різання ґрунтовно вивчався рядом вчених, серед яких – В.Д. Кузнецов, В.Л. Кривоухов, Л.І. Каширин, М.Н. Ларін, П.П. Грудов тощо, в результаті досліджень яких була встановлена низка переваг швидкісної обробки та фактори, які обмежують можливості широкого впровадження цих методів [131–135].

Виконані дослідження не дають однозначного трактування меж зон звичайної та швидкісної обробки. Разом з тим, більшість дослідів умовно поділяють наступні зони [136]:

- звичайна обробка – за  $V < 500$  м/хв.;
- високошвидкісна обробка – за  $500 \leq V \leq 10000$  м/хв.;
- надшвидкісна обробка – за  $V > 10000$  м/хв.

Необхідно зазначити, що встановлені зони видів обробки лише за ознакою швидкості не є коректними у зв'язку з тим, що не враховуються основні фізико-механічні характеристики оброблюваного матеріалу та особливості обробки.

При обробці алюмінію швидкість 3000...4700 м/хв., для чавуна і сталі – 1500...2500 м/хв. вважаються високошвидкісними.

Згідно з [132], збільшення швидкості обробки при фрезеруванні сталі з 250 до 750 м/хв. вже є переходом в область високошвидкісної обробки в штамповому виробництві. Швидкість у 2500 м/хв. (замість 250 м/хв. у загальноприйнятому розумінні) при фрезеруванні алюмінію є дуже високою.

У той же час, швидкість 10000 м/хв. при суперфінішному фрезеруванні прес-форм сьогодні вже не вважається надвисокою. Швидкість різання 100 м/хв. при обробці алюмінію явище пересічне, а при обробці високотемпературного нікелевого сплаву досягнення такої швидкості є сенсацією. Тому для алюмінію високошвидкісна обробка починається зі швидкості 1500 м/хв., а для нікелевого сплаву ця межа лежить на рівні 50 м/хв.

Високошвидкісне фрезерування дає ряд істотних технічних переваг, порівняно з традиційним. У першу чергу, істотно збільшується питоме знімання матеріалу в одиницю часу, а, отже, продуктивність та ефективність фрезерування. Високошвидкісній обробці властиво значне зменшення зусиль різання, що особливо важливо при обробці нежорстко закріплених і тонкостінних деталей. При високошвидкісному фрезеруванні тепло швидко відводиться стружкою з зони різання, знижуючи нагрів і деформацію деталі. Істотно підвищується якість фрезерованої поверхні і практично відсутні проблеми дроблення стружки.

За даними авторів [137], на даний час швидкість різання при обробці заготовок із сірих чавунів і вуглецевих сталей складає  $V = 100\text{--}300$  м/хв., а при обробці заготовок з важкооброблюваних жароміцних нікелевих і кобальтових сплавів, а також загартованих сталей вона на порядок нижча. Ріст швидкості різання обмежується теплофізичними характеристиками традиційних інструментальних матеріалів (твердих сплавів і швидкорізальних сталей).

Однак лише збільшення швидкості різання може реально істотно підвищити продуктивність і знизити собівартість металообробки. Дійсно, завдяки вдосконаленню заготівельних операцій зменшуються припуски, тобто глибина різання має тенденцію до зменшення. Значення подач на один оберт заготовки або інструменту не можуть бути помітно підвищені через ріст вимог до якості обробки деталей машин. Таким чином, продуктивність процесу формоутворення, що обумовлена величиною подачі в одиницю часу, прямо залежить від частоти обертання заготовки або інструменту, тобто від швидкості різання.

В останні роки важливою передумовою для розвитку високошвидкісного різання (у цьому випадку швидкість  $V$  у 10 разів і більше вища за рівень швидкостей, прийнятих для даного оброблюваного матеріалу) є інтенсивна автоматизація процесів та устаткування. Так сучасні верстати з ЧПУ, багатоцільові верстати й автоматичні лінії дозволяють реалізувати швидкості  $V = 500 \div 5000$  м/хв. Однак зазначене збільшення швидкості  $V$  на порядок можливо лише при впровадженні якісно нових інструментальних матеріалів, що мають відповідні тепло- і фізико-механічні характеристики. До них належать кераміка на основі  $Al_2O_3$  і  $Si_3N_4$  синтетичні полікристалічні надтверді матеріали на основі VN (ПКНБ) і полікристалічного алмаза.

Інструмент, який використовується при високошвидкісній обробці, є одним із головних складових технологічної системи і від його працездатності залежить можливість реалізації процесу обробки.

Обробка плоских деталей з високими вимогами до якості обробки поверхневого шару здійснюється в більшості випадків торцевим фрезеруванням. Це дозволяє підвищити продуктивність технологічного процесу по відношенню до абразивного шліфування, створити в поверхневому шарі залишкові напруги стиску та усунути небажані дефекти поверхневого шару.

Для високошвидкісної обробки також застосовуються [132]:

- цільні твердосплавні кінцеві фрези в діапазоні діаметрів від 2,5 до 20 мм;
- кінцеві фрези зі змінними, багатограними пластинами діаметрами від 16 до 40 мм;
- радіусні і фасонні фрези для деталей із криволінійними поверхнями і радіусними переходами;
- допоміжний інструмент.

При цьому максимальна частота обертання інструментів не перевищує  $1/3$  допустимих максимальних значень частот обертання.

Цільні кінцеві фрези з твердого сплаву і безвольфрамового твердого сплаву (кермету) є прецизійними інструментами для високопродуктивної обробки сталей, легких і кольорових металів, чавунів, титанових сплавів, сплавів на нікелевій основі і пластиків. Кінцеві фрези з двома і трьома кромками мають, як правило, одну кромку з перекриттям центра і можуть бути використані для осьового врізання і для обробки закритих пазів. Кінцеві фрези з керметів рекомендуються, в першу чергу, при чистовій обробці сталей і чавунів при виготовленні штампів і прес-форм. Для різних випадків застосування рекомендуються різні марки твердого сплаву. Основною маркою твердого сплаву без покриття є особливо-дрібний зернистий твердий сплав з високою сталістю фізичних і металургійних властивостей. Сплав має високу в'язкість, що дозволяє керувати зносостійкістю. Дрібнозерниста структура гарантує наявність гострих різальних кромок.

Найбільш широко застосовуються сплави, що являють собою комбінацію в'язкого твердого сплаву і зносостійкого покриття нітридами титану для обробки конструкційних і інструментальних сталей. Особливими відмінностями є висока якість оброблюваної поверхні і мінімальна схильність до утворення заусенців. Новий інструментальний матеріал – твердий сплав, що складається з



осободрібнозернистої основи і дрібнозернистого покриття, нанесеного методом PDV. Це покриття характеризується високою твердістю і зносостійкістю. Воно запобігає викришуванню різальних кромки, особливо при врзанні та виходу фрези із зони різання.

Режими різання залежать від умов застосування, залежно від умов різання та характеристик технологічної системи режими можуть сильно змінюватись. Збалансовані кінцеві фрези зі змінними багатограними пластинами призначені, в першу чергу, для високошвидкісної обробки алюмінію. Значну перевагу щодо жорсткості кріплення пластин мають фрези з тангенціально закріпленими пластинами. Крім простоти кріплення і малої кількості елементів кріплення пластин, таке розташування забезпечує ряд переваг:

- твердий сплав краще працює на стиск, чим на вигин, і реалізація такого розташування істотно підвищує стійкість пластин;
- конструкція пластин дозволяє реалізувати дуже великі передні кути, що дозволяє значно зменшити сили різання і забезпечувати високопродуктивну обробку алюмінію і легких сплавів.

Конструкція фрез для виробництва штампів і прес-форм також базується на високопозитивній геометрії різання (передній кут до 25 градусів). Позитивні передні кути забезпечують вільне виведення стружки із зони різання та мінімальну потужність різання. Ці особливості гарантують високу продуктивність, особливо при обробці титана, титанових сплавів і алюмінію. Оскільки саме в цій області потрібна максимальна продуктивність, усе більш висока швидкість різання і, відповідно, більш висока частота обертання шпинделя. Виробничими дослідженнями доведена можливість використання стандартної конструкції цих фрез на швидкостях, що лежать в області високошвидкісної обробки. Залежно від діаметра, ці фрези можуть бути використані на частотах обертання до 38000 хв.<sup>-1</sup> за умови попереднього динамічного балансування інструментів в зборі з пластинами та оправками. Фрези з позитивними передніми кутами дають можливість осьового врзання в метал, що значно скорочує періоди врзання інструмента та машинний час обробки.

Після осьового врзання можна здійснювати обробку торцем інструмента, тобто виконувати торцеве фрезерування. Цей процес дозволяє дуже швидко обробляти закриті порожнини та зрізати значні припуски.

Застосування фрез із пластинами з надтвердих матеріалів збільшує стійкість інструментів, порівняно з інструментами, що оснащені твердими сплавами. Великі швидкості різання, зменшення зусиль різання, можливість обробки тонкостінних і нежорстких деталей, істотне поліпшення продуктивності та якості оброблених поверхонь значно розширюють можливість високошвидкісної обробки.

На даний час ряд фірм використовує обладнання з частотами обертання до 100 000 хв.<sup>-1</sup>. При цьому для забезпечення безпечної роботи підвищуються вимоги щодо динамічного балансування інструментів.

Причиною дисбалансів інструмента є похибки базування і закріплення у з'єднаннях: пластинки фрез–корпус фрези, фреза–оправка, оправка–шпиндель верстата та биття окремих елементів фрези, оправки, шпинделя верстата тощо.

Особливо гостро проблема необхідності балансування виникає при використанні фрез великого діаметра. Для зменшення похибок розташування інструменту відносно оправок використовуються їх спеціальні конструкції. Разом з тим, це не вирішує повністю завдання точного розташування інструменту відносно осі обертання шпинделя навіть при використанні звичайних методів динамічного балансування інструментів в зборі.

Останнім часом створені конструкції допоміжних інструментів, що тепер можуть працювати на великих швидкостях обертання зі збільшенням ефективних зусиль затиску та збільшеними вимогами до співвісності точкового дисбалансу. Збалансовані допоміжні інструменти застосовуються для швидкостей обертання, що передбачені конструкціями. Труднощі балансування виникають у зв'язку з тим, що, як правило, інструменти мають дисбаланси, які є характерними практично для всіх конструкцій фрез. Тому навіть ідеально збалансовані оправки не забезпечують відсутності дисбалансу у зборі з інструментом. Це призвело до необхідності конструювання оправок з регулюванням мас спеціальними балансованими кільцями.

Іншою проблемою є необхідність створення стабільного зусилля зажиму, щоб попередити розкріплення інструмента в процесі обертання. Існують конструкції з особливо точними цангами, з гідропластовими затискними патронами або патронами з термозажимом, що мають дуже високу точність затиску і мінімальне биття інструмента щодо хвостовика патрона. Особливо важливим є те, що при зростанні частот обертання зростають відцентрові сили, які здатні деформувати інструмент, змінити траєкторію його руху і навіть зруйнувати елементи системи шпindelь–верстат–інструмент–деталь. Тому рядом фірм створені затискні патрони з можливістю самозакріплення хвостовиків.

Іншою проблемою є те, що при високошвидкісному фрезеруванні відцентрові сили зростають у 3–10 разів і в деяких випадках перевищують сили різання, що може призвести до руйнування різального інструменту. Так дослідження торцевих фрез показали, що при обертанні інструмента з частотами порядку 20000 хв.<sup>-1</sup> через дію відцентрових сил у 80 % випадків відбувається розкріплення різальних пластин та руйнування корпусів фрез, що є небезпечним для процесу обробки та життя верстатників. Це ставить завдання перед конструкторами інструментів для високошвидкісного фрезерування:

- враховувати напрям дії відцентрових сил і напрям сил затиску окремих пластинок здійснювати в тому самому напрямі, щоб дія відцентрових сил лише збільшувала зусилля зажиму;
- виконувати розрахунки окремих конструкцій зажимних елементів і передбачити їх неруйнування при великих відцентрових силах;
- оптимізувати конструкції фрез, виключити такі концентратори напруг, як глибокі пази, відсутність радіусів переходів, виключити надлишкову кількість отворів тощо;
- затискання окремих різальних елементів здійснювати динамометричними ключами з необхідним оптимізованим зусиллям затиску для запобігання їх розкріплення в процесі різання;

– за можливістю використовувати суцільні різальні інструменти з попереднім їх розрахунком для уникнення резонансних частот у режимі високошвидкісного фрезерування;

– використовувати інструменти на оптимальних режимах різання та забезпечити належну збірку, балансування і ремонт інструмента.

Використання процесів високошвидкісного фрезерування передбачає створення нових конструкцій металорізального обладнання, здатного працювати на частотах обертання, які значно перевищують звичайні. При цьому нові вимоги висуваються до всіх вузлів обладнання, систем керування, механізмів заміни інструменту, методів захисту робочої зони обробки тощо.

Серед найважливіших завдань при проектуванні металорізального обладнання є: 1) врахування фізико-механічних характеристик оброблюваних матеріалів, геометрії та параметрів різального інструменту, який буде використовуватись для обробки, необхідних режимів обробки; 2) розробка вузлів і механізмів обладнання, здатних надійно забезпечувати високі швидкості робочих рухів (частоти обертання шпинделів до  $100000 \text{ хв.}^{-1}$  та лінійні швидкості подач до  $25 \text{ м/хв.}$ ); 3) створення високошвидкісних верстатів з потужністю до  $100 \text{ кВт}$ ; 4) підвищення динамічних характеристик верстатів, оскільки при використанні високих швидкостей шпиндельні вузли можуть стати потужними генераторами вібрацій; 5) зменшення значних теплових деформацій вузлів (за даними [138], в шпиндельних вузлах  $31\text{--}40\%$  потужності головного приводу перетворюється в тепло); 6) покращення динаміки процесів пуску та зупинки механізмів верстатів та зменшення інтенсивності силових збурень при перехідних процесах [139, 140]; 7) проектування систем контролю зносу інструмента в процесі обробки та систем адаптивного управління; 8) оснащення верстатів обладнаннями для зміни інструменту і заготовок, а також пристроями для видалення стружки. Останні є досить важливими, оскільки, наприклад, при фрезеруванні алюмінію зі швидкістю різання  $3000 \text{ м/хв.}$  і при потужності привода  $100 \text{ кВт}$  знімання стружки складатиме  $1,3 \text{ т/год.}$  [140]; 9) підвищення вимог з техніки безпеки, що виключають травмування обслуговуючого персоналу і пошкодження верстата стружкою, уламками різального інструменту тощо.

Деякі дослідники вважають, що токарні верстати, призначені для високошвидкісної обробки, повинні бути оснащені патронами, що автоматично змінюють силу затискання заготовки залежно від швидкості різання.

Запровадження процесів високошвидкісної обробки дозволяє суттєво підвищити продуктивність та якість обробки деталей, що вимагає від виробництва проектування нових інструментів, обладнання, оснащення для реалізації цього метода.

#### **4.5. Конструкція торцевої фрези для глибинної обробки плоских поверхонь деталей**

Конструктивно фреза (рис. 4.9) складається з корпусу 1, в якому розташовані різцетримачі 2 (рис. 4.10) з можливістю їх обертання навколо своєї осі, які закріплюються за допомогою гайки 19.

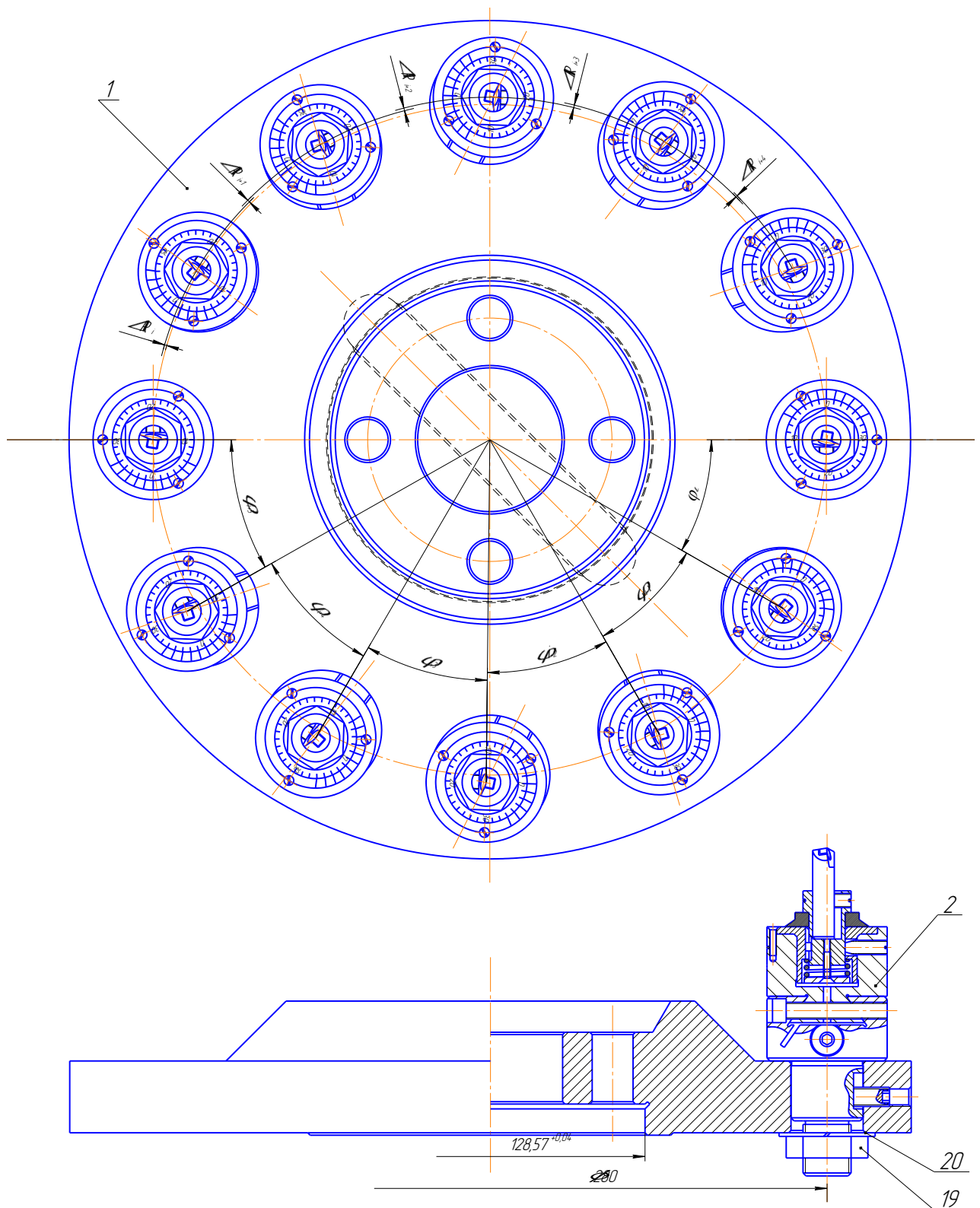


Рисунок 4.9 – Конструкція фрези для глибинної обробки плоских поверхонь

Можливість обертання, наявність повзуна 4, який лінійно переміщується відносно корпусу різцетримача 3 по напрямних типу „ластівчин хвіст”, а також наявність поворотного гнізда 6, яке також має можливість лінійного руху в осьовому напрямку фрези забезпечують можливість утворення різних спіральноступінчастих схем різання за рахунок розміщення ножів фрези в довільному радіальному, кутовому та осьовому напрямках.

Виставлення ножів фрези в осьовому напрямку реалізується шляхом переміщення поворотного гнізда 6 відносно стакану 5 завдяки мікрометричній різі нанесеній на зовнішній циліндричній поверхні гнізда. Переміщення виконується нагвинчуванням гайки 7 один повний оберт якої відповідає переміщенню гнізда на 0,08 мм в осьовому напрямку. Гайка 7 має тарування – 40 поділок нанесених на її поверхні, що дозволяє реалізовувати виставлення з точністю 0,002 мм. Зворотне переміщення при відгвинчуванні гайки 7 надається пружиною 16, яка зафіксована відносно стакану 5 шайбою 9 та гвинтом 13. Кінцеве положення поворотного гнізда фіксується гвинтом 10, відгвинчування якого в процесі різання запобігається наявністю стопорного кільця 18.

Лінійне переміщення повзуна 4 регулюється гвинтом 8. Після висунення повзуна на необхідну відстань його положення фіксується гвинтом 14.

Закріплення ножа фрези в поворотному гнізді 6 проводиться затискним гвинтом 11, самовідгвинчування якого запобігається стопорним кільцем 17.

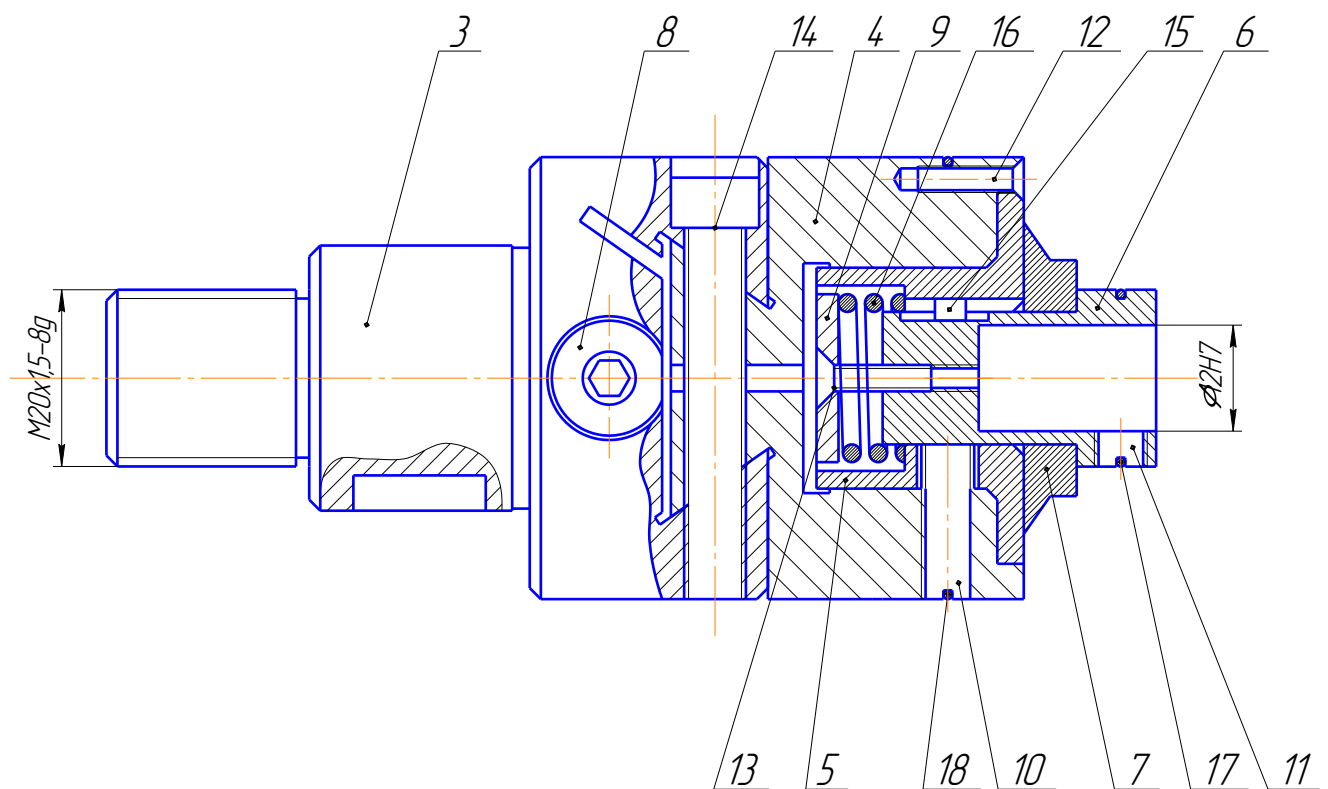


Рисунок 4.10 – Конструкція рухомого різцетримача

Закріплення різцетримача в корпусі фрези проводиться затягуванням гайки 19. Запобігання самовідгвинчування реалізується наявністю пружинної розрізної шайби 20 (рис. 4.10). Таким чином дана торцева фреза конструктивно дозволяє реалізовувати схеми розташування ножів за спірально-ступінчастими схемами різання.



Рисунок 4.11 – Загальний вигляд експериментальної торцевої фрези з двоспиральною–шестиступеневою схемою різання за логарифмічною спіраллю



а)

б)

Рисунок 4.12 – Виставлення радіального положення ножа фрези

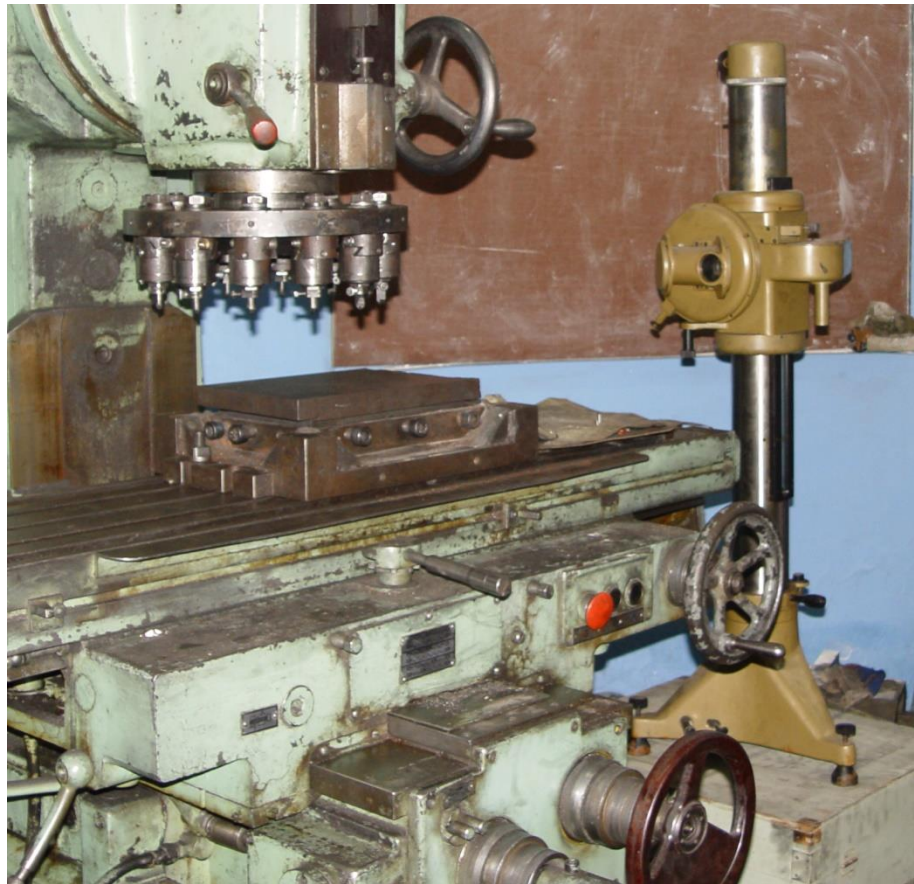


Рисунок 4.13 – Схема розташування фрези на верстаті

За результатами проведених теоретичних та експериментальних досліджень розроблено ряд рекомендацій, щодо ефективного впровадження чорнових торцевих фрез з надтвердих матеріалів при обробці чавунних деталей. Розробка рекомендацій велась в напрямку визначення умов реалізації зняття сумарного припуску  $t_{\Sigma} = 6...10$  мм та встановлення раціональних конструктивних параметрів інструменту, геометричних параметрів ножів фрез та режимів і схем обробки за яких досягається максимальна продуктивність процесу при забезпеченні відповідного рівня зносостійкості інструменту. Так зокрема встановлено, що зняття припуску 6 ... 10 мм можливо при застосуванні схем зняття припуску за подачею, глибиною і одночасно подачею та глибиною.

Порівняльний аналіз продуктивності чорнового торцевого фрезерування показав, що впровадження схеми розподілу припуску за глибиною є недоцільним через малі значення хвилинної подачі і низьку продуктивність обробки. Встановлено, що застосування зняття припуску за подачею та глибиною дозволяє збільшити продуктивність процесу в 3-5 рази в порівнянні з чистовими і напівчистовими процесами аналогічними інструментальними матеріалами і в 1,9 ... 2,9 рази в порівнянні з твердосплавним фрезеруванням.

Найбільша ефективність впровадження чорнового торцевого фрезерування досягається при використанні в якості інструментальних матеріалів НТМ марок: вітчизняних виробників – гексаніт-Р (композит 10), ельбор-Р (композит 01), а також

марки іноземних виробників – *DBC50, DCC550, AMB90* (De Beers); *CBN300* (Secomax); *BZN7000* (GE Superabrasives), *BN350* та *BNC300* (Sumiboron) та інші. На базі проведеного аналізу рекомендовано використання безвершинної косокутної геометрії різальної частини ножів фрез. На основі проведених експериментальних досліджень значень складових сили різання та розробленої моделі площі контакту ножа з заготовкою встановлено, що рівень нормальних середніх напружень, які визначають міцність інструменту, в більшості випадків менший за межу витривалості інструментального матеріалу, але при значеннях кута нахилу головної різальної кромки  $\lambda = +5^\circ$  величина напружень сягає 3000 МПа.

Обробка результатів експериментальних силових досліджень одноножового торцевого фрезерування чавуну НТМ марки гексаніт-Р дозволило визначити значення коефіцієнту і показники степені узагальненої силової залежності типу  $P_{i0} = C_{ip} \cdot t^{u_i} \cdot S^{\beta_i} \cdot V^{\kappa_i} \cdot \gamma^{\delta_i} \cdot \lambda^{w_i} \cdot r^{v_i}$ , що дозволяє проводити прогнозування значень сили різання для випадку косокутного безвершинного різання.

За результатами досліджень за розробленою аналітико-експериментальною моделлю рекомендовано проведення торцевого фрезерування, з забезпеченням мінімального перевантаження ножа, за наступних умов:

- збільшенні подачі на зуб при одночасному завданні малих значень кута різання  $\alpha_1$  (ексцентриситету  $\varepsilon$ );
- завданні значень кута нахилу головної різальної кромки в межах від  $-3 \dots -10^\circ$ ;
- наданні радіусу при вершині значень в діапазоні 3 ... 5 мм;
- загострення ножа фрези з від'ємним переднім кутом в межах  $-5 \dots 0^\circ$ .

Експериментально встановлено, що період стійкості чорнових торцевих фрез залишається на рівні чистових процесів обробки надтвердими матеріалами за рахунок використання вказаних раціональних значень геометричних параметрів фрез та режимів різання.

#### **4.6. Розробка конструкції косокутної торцевої фрези з комбінованою схемою різання**

Для створення регулярного мікрорельєфу і створення наперед заданих експлуатаційних властивостей оброблених поверхонь розроблена конструкція чистової косокутної торцевої фрези з комбінованою схемою різання.

Конструктивно фреза складається із корпусу 1 (рис. 4.14), в якому розташовані нерухомо закріплені різальні ножі в послідовності, яка забезпечує ступінчасту схему різання, а також рухомий різальний вузол. Окрім цього до складу фрези входить копір 2, який кріпиться гвинтами 3 з кільцями 4 до корпусу шпindelної коробки, і призначений для забезпечення здійснення рухомим різальним вузлом прямолінійного руху в процесі різання.

Кріплення різальних ножів, що містяться безпосередньо в корпусі 1, реалізується за допомогою клинної схеми, завдяки втулці 5, що має похилий зріз, та болту 6 з шайбою 7, якими здійснюється закріплення в потрібному положенні різальних ножів. Точне регулювання осьового положення цих різальних ножів здійснюється мікрометричними гвинтами 8.



Рухомий різальний вузол складається із плунжера 9, що має можливість прямолінійного переміщення в корпусі 1 фрези і за рахунок пружини 10. В корпус 1 вгвинчено пробку 11 для запобігання перекошування пружини 10. Завдяки пробці 11 існує можливість регулювання величини попереднього стиску пружини 10. Рух плунжера 9 до вісі фрези здійснюється за рахунок використання плоскої ділянки на внутрішній поверхні копіра 2, по якій котиться підшипник 12. Таким чином плоско-паралельний прямолінійний рух вісі обертання підшипника 12 (легка серія діаметрів 1, серії ширин 7: 7000103 ГОСТ 8338-75, від вісі обертання фрези передається на палець 13, на якому закріплено підшипник 12 за допомогою болта 14 з шайбою 15. Палець 13 закріплений в плунжері 9 гвинтом 16 з кільцем 17. В плунжері 9 встановлений і закріплений за допомогою гвинта 18 рухомий в процесі обробки різальний ніж з можливістю точного регулювання його осевого вильоту завдяки мікрометричному гвинту 8. Копір, який встановлюється на корпусі шпиндельної коробки представлений на рис. 4.15.

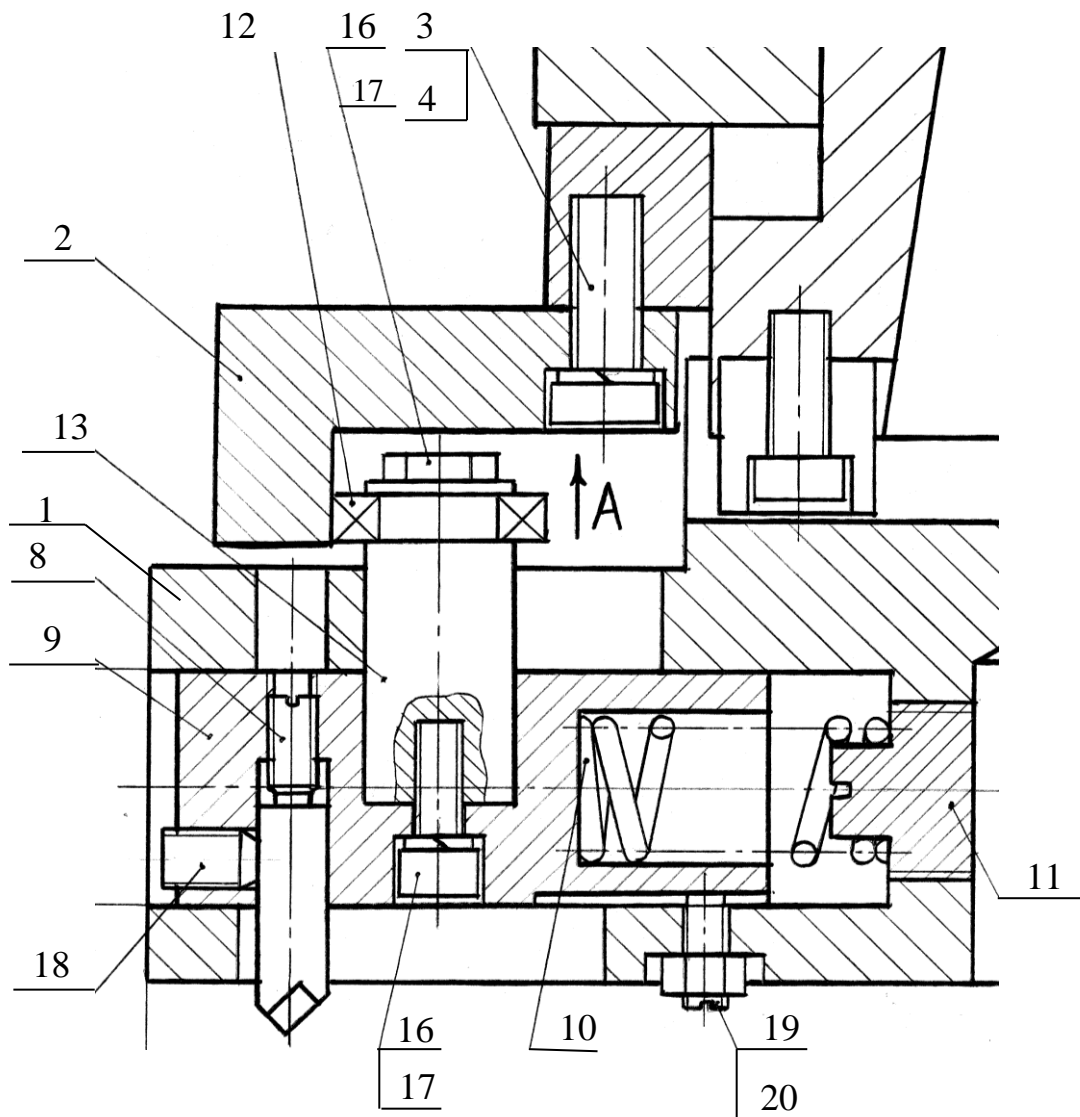


Рисунок 4.14 – Конструкція торцевої фрези з комбінованою схемою різання

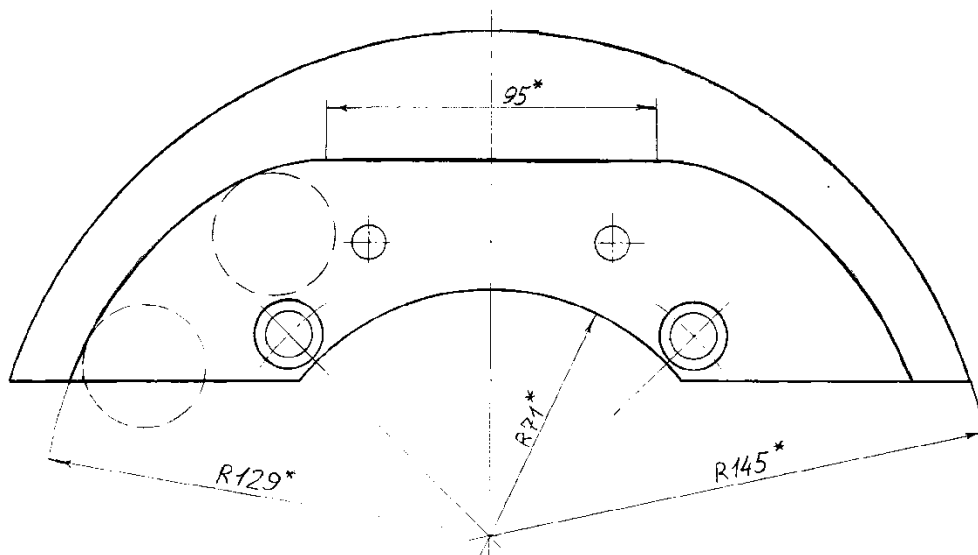


Рисунок 4.15 – Копір

Таким чином, повторюючи внутрішню діаметральну поверхню копіра, рухомий різальний ніж здійснює плоско-паралельний прямолінійний рух.

Рівняння логарифмічної спіралі, за якою розміщені різальні ножі має вигляд:

$$\rho = \rho_0 q^{\frac{\varphi}{2\pi}} \quad (4.23)$$

де  $\rho$  – радіус спіралі,  $\rho_0$  – початковий радіус спіралі,  $\varphi$  – кут.

Вигляд фрези з торця, схематичне розташування різальних ножів за логарифмічними спіралями і конструкція фрези показані на рис. 4.16, 4.17:

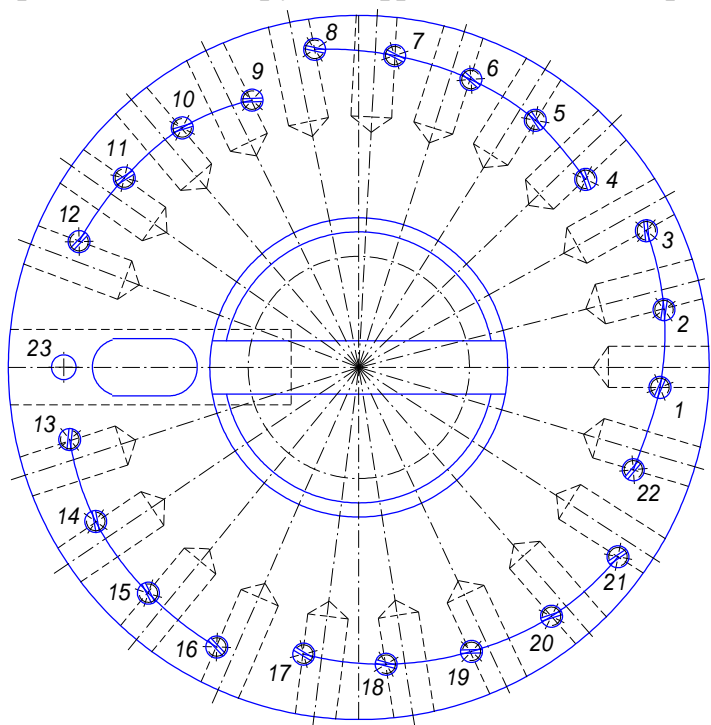


Рисунок 4.16 – Вигляд фрези з торця і схематичне розташування різальних ножів за логарифмічними спіралями

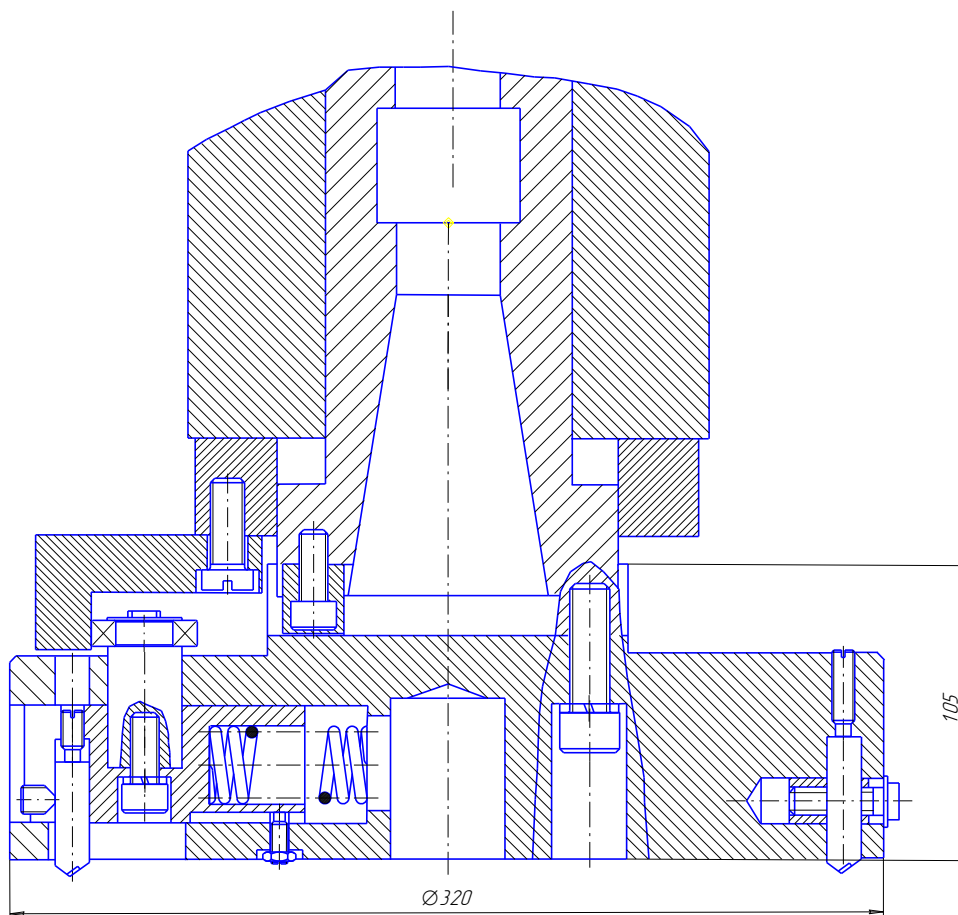


Рисунок 4.17 – Конструкція фрези з комбінованою схемою різання

Запропонована конструкція чистової торцевої фрези з комбінованою схемою різання дозволяє:

- реалізовувати рух профілюючого різального ножа за прямолінійною траєкторією перпендикулярно до вектора подачі заготовки;
- зрізати основну частину припуску різальними ножами, які рухаються відносно оброблюваної поверхні за коловими траєкторіями і закріплені нерухомо в корпусі фрези;
- за рахунок ступінчастого розташування різальних ножів підвищити максимальну глибину різання і поєднати чорнові і чистові операції за один прохід;
- здійснити регулювання осьового вильоту різальних ножів при необхідності корегування глибини різання;
- використовувати в якості матеріалу різальної частини ножів НТМ, які дозволяють значно підвищити якість обробленої поверхні, стійкість інструмента та продуктивність обробки [30, 141, 142, 125];
- забезпечувати косокутне різання, що дає можливість зменшити питомі навантаження на одиницю довжини різальних кромки ножів, і таким чином в значній мірі додатково підвищити стійкість різальних ножів (для НТМ – до 400 хвилин) [125];
- застосовувати фрезу для обробки плоских поверхонь на верстатах фрезерної і шліфувальної групи.

#### 4.7. Розробка методу обробки плоских поверхонь комбінацією різання і пластичної поверхневої деформації

З метою подальшого розвитку комбінованих методів фінішної обробки плоских протяжних поверхонь деталей із загартованих сталей, загартованих і незагартованих чавунів розроблено метод обробки деталей (рис. 4.18):

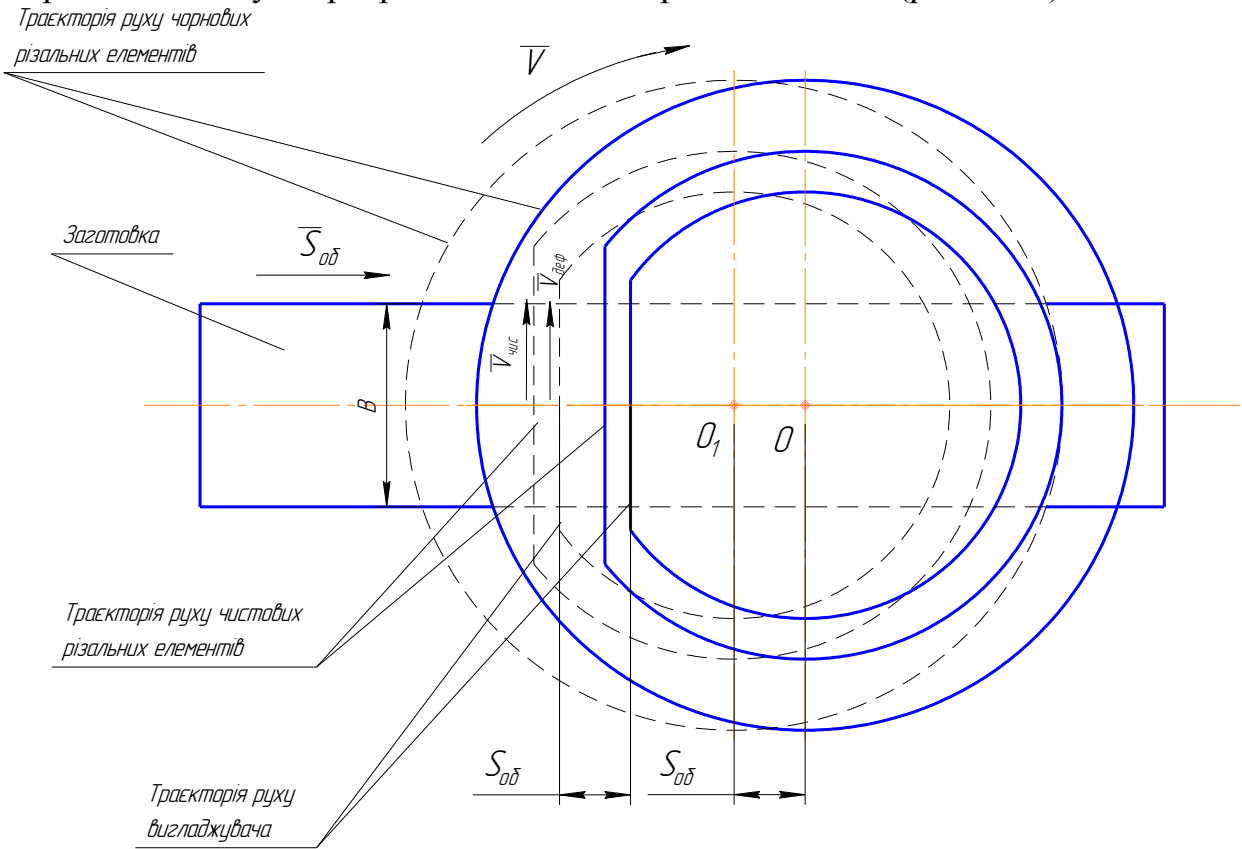


Рисунок 4.18 – Траєкторія руху формоутворюючих елементів ( $\vec{V}$  – вектор швидкості обертання інструменту;  $\vec{S}_{об}$  – подача на оберт;  $\vec{V}_{чист}$  – вектор швидкості чистового елемента;  $\vec{V}_{деф}$  – вектор швидкості вигладжувача;  $O, O_1$  – вісь обертання комбінованого інструменту)

За даним методом найбільшу частку припуску на обробку видаляють чорнові різальні елементи, які розташовані відносно осі фрези в радіальному напрямку за п'ятьма логарифмічними спіралями із різними осьовими вильотами кожного елемента і які рухаються за коловою траєкторією, а припуск на чистову обробку видаляють чистовим різальним елементом, який розташований відносно осі фрези на меншій відстані ніж найближчий чорновий елемент і який рухається за прямолінійною траєкторією перпендикулярно до вектора поздовжньої подачі заготовки або інструменту.

Поверхневу пластичну деформацію (ППД) здійснюють вигладжувачем, який рухається за прямолінійною траєкторією відносно оброблюваної заготовки. Осьовий виліт його найбільший і забезпечує необхідне зусилля притискання до оброблюваної

поверхні. В загальному плані за один оберт інструменту відбувається зняття чорнового і чистового припусків і згладжування частки поверхні.

З метою максимального наближення до забезпечення рівномірного різання ступінчастою фрезою забезпечено постійну кількість ріжучих ножів в процесі обробки.

Керуючись вимогами забезпечення максимальної рівномірності процесу обробки, запропонована залежність для розподілу припуску на обробку:

$$t_i = \frac{(t_{\Sigma} - t_{\text{чист}})(R_i - R_{\text{min чорн}})}{(R_{\text{max чорн}} - R_{\text{min чорн}})}, \quad (4.24)$$

де  $t_i$  – виліт і-го різця відносно чистового;

$t_{\Sigma}$  – загальний припуск на обробку, мм;

$t_{\text{чист}}$  – припуск на чистовий прохід – 0,05 мм;

$R_i$  – радіус розташування і-го інструменту;

$R_{\text{min чорн}}$  – мінімальний радіус розташування чорнових різців;

$R_{\text{max чорн}}$  – максимальний радіус розташування чорнових різців.

Результати розрахунків приведені на рис.4.18:

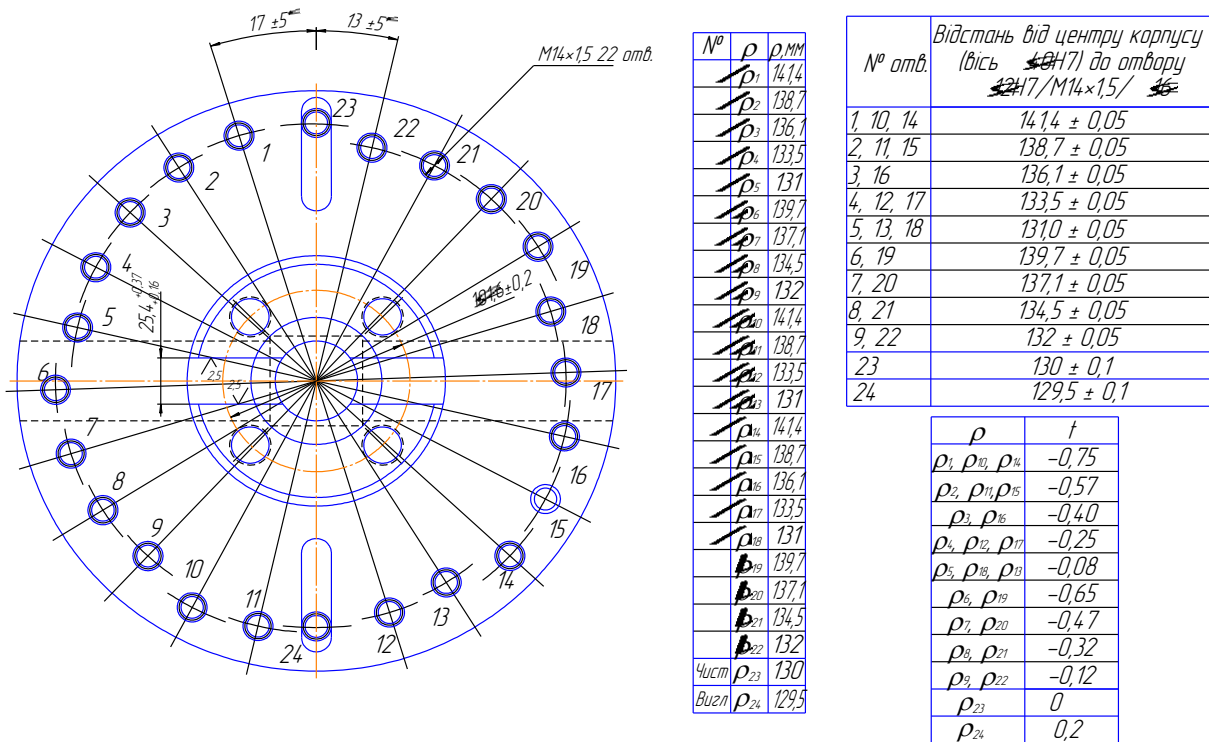


Рисунок 4.18 – Радіуси розташування і вильоти різців

В роботі [15] рекомендується зусилля притискання індентора до оброблюваної поверхні визначати за залежністю:

$$P_y = \pi \cdot \varepsilon \cdot HV \cdot R^2, \quad (4.25)$$

де  $\varepsilon = \frac{h}{R}$  – відносна глибина занурення індентора в оброблювану поверхню;  
 $h$  – глибина занурення;  
 $\varepsilon$  – вибирається по таблиці 4.16:

Таблиця 4.16 – Відносна глибина занурення індентора

№ п/п	Режим обробки	ε для сталей	
		загартованих	м'яких
1	Вигладжуванням	0,003	0,0015
2	Зміцнено-вигладжувальний	0,005	0,0025
3	Зміцнювальний	0,007	0,0045

У нашому випадку при обробці заготовок з загартованої сталі 40X (HV550)

$$P_z = 0,013 \cdot 550 \cdot 1,5^2 = 16,09 \text{ кг.}$$

Для зміцнено-вигладжувальної обробки по формулі (2.9)

$$P_y = 3,14 \cdot 0,005 \cdot 550 \cdot 1,5^2 = 19,43 \text{ кг.}$$

Для вигладжувальної обробки

$$P_y = 3,14 \cdot 0,003 \cdot 550 \cdot 1,5^2 = 11,66 \text{ кг,}$$

і для зміцнювальної обробки

$$P_y = 3,14 \cdot 0,007 \cdot 550 \cdot 1,5^2 = 27,2 \text{ кг.}$$

Для загартованої чавунної заготовки (зміцнено-вигладжувальна)  
 HV450...530  $\approx$  HV490:

$$P_z = 0,013 \cdot 490 \cdot 1,5^2 = 14,33 \text{ кг;}$$

$$P_y = 3,14 \cdot 0,005 \cdot 490 \cdot 1,5^2 = 17,3 \text{ кг.}$$

Для незагартованого чавуну HV200...240  $\approx$  HV220:

$$P_n = 0,008 \cdot 220 \cdot 2,5^2 = 11 \text{ кг;}$$

$$P_y = 3,14 \cdot 0,0025 \cdot 220 \cdot 2,5^2 = 10,7 \text{ кг.}$$

Сила притискання вигладжувача до оброблюваної поверхні розкладається на нормальну  $P_y$ , тангенціальну  $P_z$  і силу подачі  $P_x$  [15]:

$$P_x = C_x \cdot R^{0,5} \cdot h^{1,5} \cdot \sigma_T;$$

$$P_y = C_y \cdot R \cdot h \cdot \sigma_T;$$

$$P_z = C_z \cdot R^{0,5} \cdot h^{1,5} \cdot \sigma_T,$$

де  $C_x$ ,  $C_y$  і  $C_z$  – коефіцієнти, які враховують контактні умови обробки;  $R$  – радіус вигладжувача;  $h$  – глибина занурення вигладжувача;  $\sigma_T$  – границя плинності оброблюваних поверхонь.

З невеликою похибкою (1÷1,5 %) можливо рахувати силою вигладжування силу  $P_y$ . Тим більше, що система „комбінований інструмент – шпindel” має значну кінетичну енергію, і протидіє зовнішнім збуджуючим силам:

$$E_k = \frac{I \cdot \omega^2}{2} = \frac{m \cdot R^2 \cdot \omega^2}{4}, \quad (4.26)$$

де  $I = \frac{m \cdot R^2}{2}$  – момент інерції;  $\omega$  – кутова швидкість шпинделя з інструментом;  $m$  – маса;  $R$  – приведений радіус.

Враховуючи значну розрахункову масу інструменту (~25 кг), суттєве збільшення кінетичної енергії, яка характеризує спроможність фрези виконувати роботу різання, приводить до зменшення крутих коливань інерційної системи, зменшується вплив механічного удару в процесі різання і зносу ріжучих крайок формоутворюючих елементів, зменшується термоциклічний вплив на них, змінюється фізична картина контактних процесів в зоні деформації в сторону зменшення сили різання і покращення якості обробленої поверхні [19].

Кінематичне перетворення колового руху у прямолінійний забезпечено спеціальною формою копіра. В результаті кінематичного перетворення змінюється швидкість руху і відповідні кути різання чистового різця. На рис. 4.19 наведена схема залежності швидкості руху формоутворюючих елементів (чистовий різець і вигладжувач) від миттєвого кута обертання інструменту в момент формоутворення.

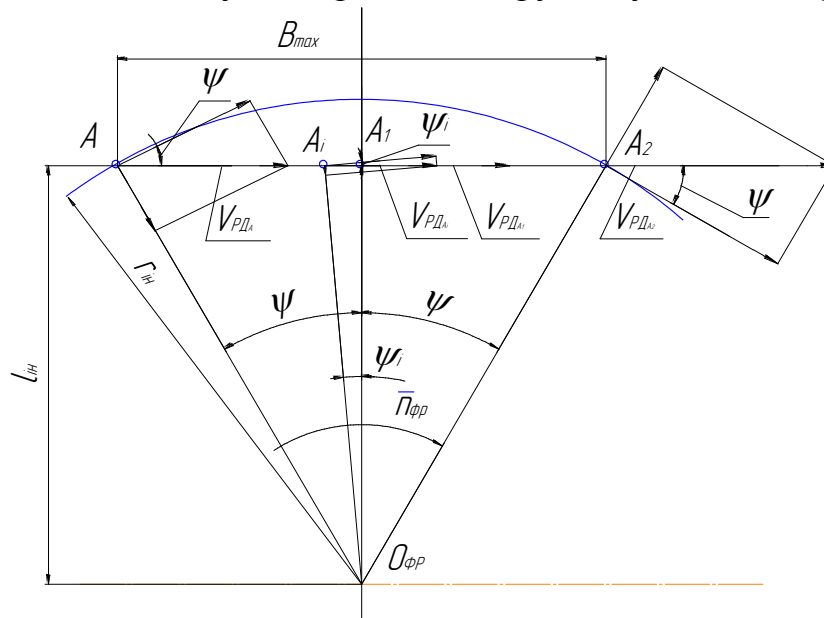


Рисунок 4.19. Схема зміни швидкостей руху формоутворюючих елементів:

$O_{фр}$  – вісь комбінованого інструменту;  $\bar{p}_{фр}$  – вектор обертів комбінованого інструменту;  $A$  – точка врізання чистового різця;  $A_1$  – точка, де швидкість мінімальна;  $A_2$  – точка виходу чистового різця;  $A_i$  – проміжна точка руху вершини інструменту;  $r_{ин}$  – відстань від осі фрези до чистового різця на початку перетворення його руху з колового на прямолінійний;  $l_{ин}$  – відстань від осі фрези до траєкторії руху формоутворюючих елементів;  $V_{РД}$  – швидкість руху формоутворюючих елементів;  $\psi_i$  – миттєвий кут повороту фрези на ділянці прямолінійного руху.

Швидкість руху чистового різця і вигладжувача визначається за формулою:

$$V_{РД} = \frac{\pi \cdot l_{ин} \cdot n_{фр}}{500 \cdot 60 \cdot \cos^2 \psi_i} \cdot \quad (4.27)$$

В точках А і А<sub>2</sub> швидкість буде максимальна, а в точці А<sub>1</sub> – мінімальна. В запропонованій конструкції інструменту різниця швидкостей складає ≈7,5 % [20], рис. 4.20:

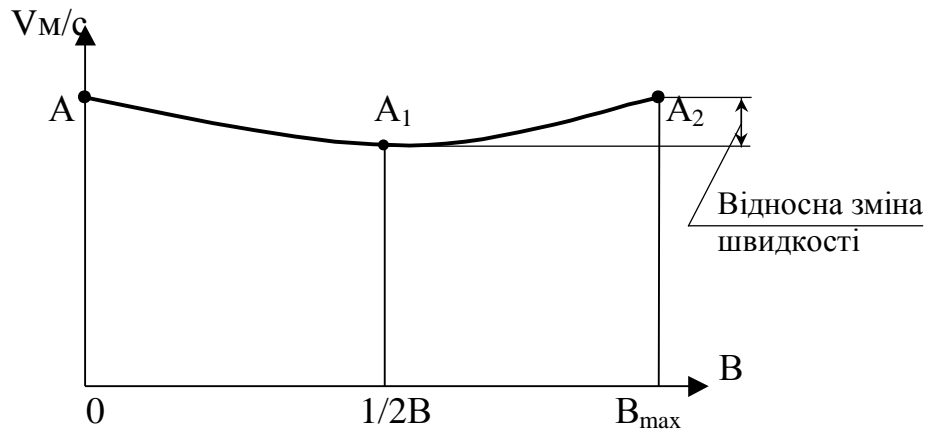


Рисунок 4.20 – Графік зміни швидкості формоутворюючих елементів в залежності від ширини оброблюваної поверхні

Крім зміни швидкості руху змінюються й кути різання чистового різця через кінематику перетворення його колового руху у прямолінійний [144] (рис. 4.21)

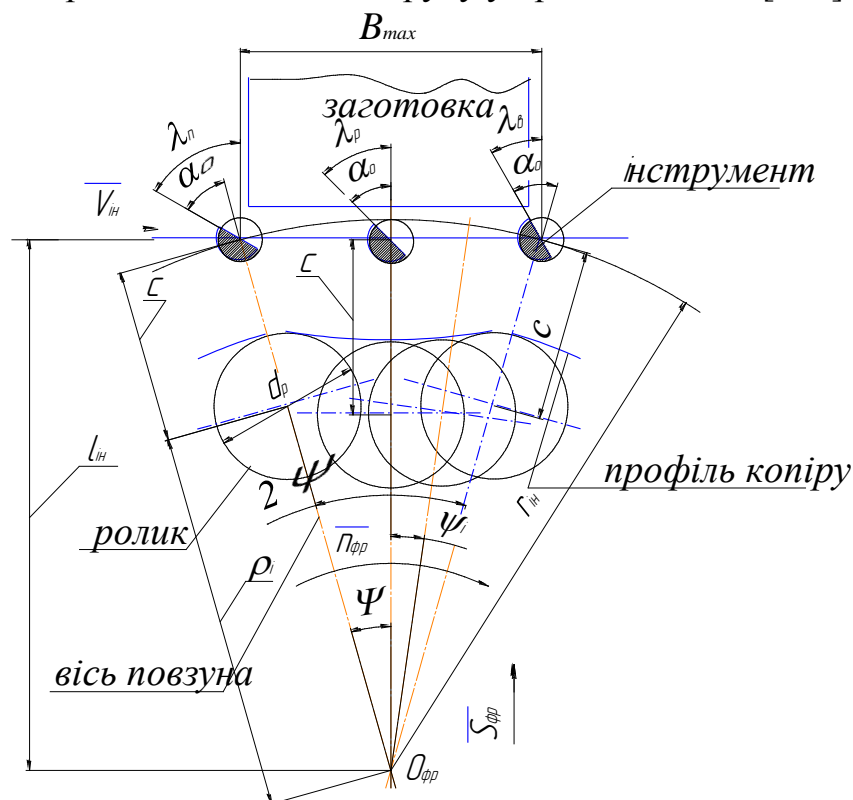


Рисунок 4.21 – Схема перетворення колового руху чистового різця і вигладжувача на прямолінійний:  $\alpha_0$  – вихідний кут закріплення чистового різця відносно повзуна;  $d_p$  – діаметр ролика;  $C$  – відстань між віссю ролика і вершиною чистового різця;  $\lambda_n$  – кут між передньою поверхнею чистового різця і вектором подачі заготовки при врізанні;  $\lambda_e$  – кут між передньою поверхнею чистового різця і вектором подачі заготовки при виході



На схемі (рис. 4.21) початковий кут закріплення різця на повзуні дорівнює  $\alpha_0$ . Він залишається незмінним в процесі перетворення колового руху у прямолінійний, але змінюються всі інші кути. Так, кут  $\lambda$  (кут між дотичною до головної різальної крайки і площиною різання) змінюється (зменшується) з  $\lambda_n$  до  $\lambda_g$ .

Максимальна ширина оброблюваної поверхні визначається з конструктивних властивостей розробленого інструменту і дорівнює:

$$B_{max} = 2l_{in} \cdot \operatorname{tg} \psi, \quad (4.28)$$

де  $l_{in} = r_{in} \cdot \cos \psi$ ;  $r_{in}$  – відстань від осі інструменту до вершини чистового різця.

$$B_{max} = 2r_{in} \cdot \sin \psi, \quad (4.29)$$

$$\psi = \arcsin \frac{B_{max}}{2r_{in}}. \quad (4.30)$$

Запропоновано для комбінованого інструменту  $\psi = 21^\circ 30'$ , а  $2\psi = 43^\circ$ . Тобто, кут  $\lambda_n$  зменшується при повороті інструменту на кут  $2\psi$  ( $43^\circ$ ). З метою запобігання затирання різця задньою поверхнею за оброблювану поверхню кут  $\lambda_g$  не повинен бути від'ємним. Це означає, що  $\alpha_0 = \psi + \Delta\lambda_g$ , де  $\Delta\lambda_g$  – позитивна частка кута  $\lambda_g$ .

Прийнято  $\Delta\lambda_g = 0^\circ 30'$ . Тоді  $\alpha_0 = 21^\circ 30' + 0^\circ 30' = 22^\circ$ . Згідно з роботою [129] доведено правомірність застосування ріжучих елементів з косокутною геометрією з від'ємними кутами нахилу різальної крайки  $\lambda$ , а також із передньою площиною та задньою циліндричною поверхнями (рис. 2.5 і 2.6). Матеріал – гексаніт – Р [145].

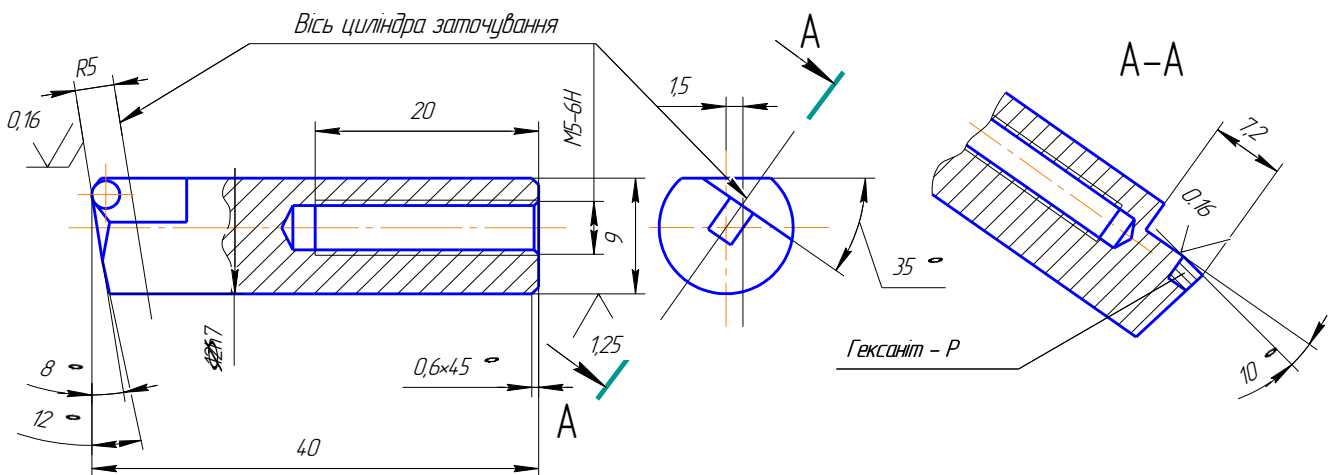


Рисунок 4.22 – Геометрія різців, закріплених в корпусі інструмента нерухомо

Як видно з рис. 2.6 і 2.7 передній кут заточки різців  $\gamma^v = -10^\circ$ , задній кут  $\alpha = 8^\circ$ . Різницю складають радіуси задньої поверхні (для чорнових різців  $R = 5$  мм, для чистового  $R = 10$  мм), а також кути  $\lambda$  (для чорнових різців  $\lambda = -35^\circ$ , для чистового  $\lambda = -22^\circ$ ). Визначення кінематичних кутів чистового різця в результаті перетворення його колового руху у прямолінійний проведено [146,147]:

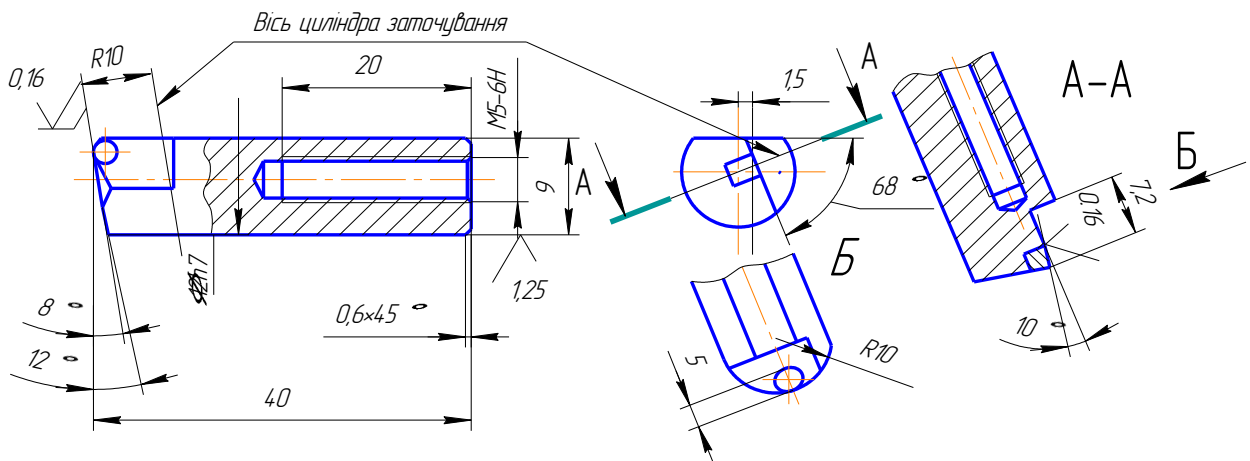


Рисунок 4.23 – Геометрія чистового різця, закріпленого на рухомому повзуні  
Для заданої умовно нерухомої системи координат XYZ. Вісь Y співпадає з  $\vec{V}_p$ .

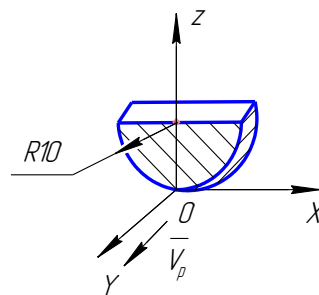


Рисунок 4.24 – Система координат нерухома

В зв'язку з особливостями кінематики процесу при поступальному русі в напрямку  $\vec{V}_p$  різець буде обертатися навколо осі Z. Це обертання позначимо в горизонтальній площині (площині, яка паралельна векторам подачі  $\vec{V}_s$  й швидкості різання  $\vec{V}_p$ ) за допомогою кута  $\lambda$ . Щоб зв'язати  $\lambda$  з обертом фрези навколо осі  $O_{фр}$ , введемо кут  $\psi$ , який визначає цей оберт.

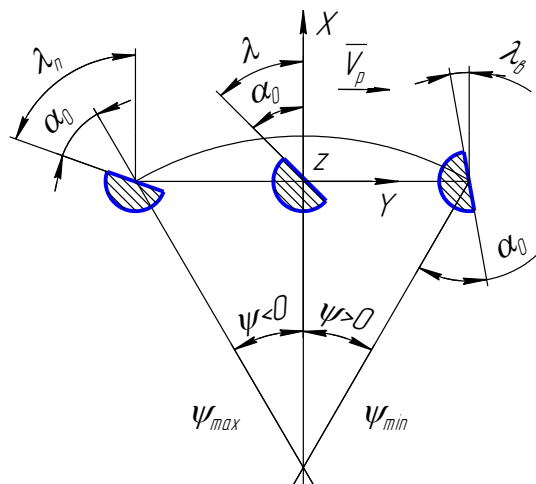


Рисунок 4.25 – Зміна кута  $\lambda$

З геометрії побудови (рис. 4.25) видно, що

$$\left. \begin{aligned} \lambda_i &= \alpha_0 + (\psi_i) \text{ при } \psi_i \in [\psi_{\min}; 0] \\ \lambda_i &= \alpha_0 - (\psi_i) \text{ при } \psi_i \in (0; \psi_{\max}] \end{aligned} \right\} \lambda_i = \alpha_0 - (\psi_i) \text{ при } \psi_i \in (\psi_{\min}; \psi_{\max}), \quad (4.31)$$

де  $\alpha_0 = 22^\circ$  – кут початкової установки різця.

Ріжучий елемент – (пластина з гексаніту - Р у формі циліндра), має наступні параметри:

$R = 10$  мм – радіус заточки по задній поверхні;  $\gamma_{cm} = -10^\circ$  – передній кут;  $\alpha_{cm} = 8^\circ$  – задній кут.

Виведемо залежності, які визначають кінематичні кути ( $\gamma_K, \alpha_K$ ).

Для визначення  $\gamma_K$  та  $\alpha_K$  пов'яжемо з передньою поверхнею пластини систему координат, послідовні повороти якої на кути  $\lambda$  та  $\gamma_{cm}$  дадуть можливість виразити  $\gamma_{cm}$  та  $\alpha_{cm}$ , відомі в цій системі (будемо позначати її  $X'Y'Z'$  та  $X''Y''Z''$  при послідовних поворотах) в координатах  $XYZ$  (зв'язані з вектором  $\vec{V}$ )  $\gamma_{cm}$  та  $\alpha_{cm}$  виражені в  $XYZ$  – будуть шуканими кінематичними кутами різця.

Оберт на кут  $\lambda$ .

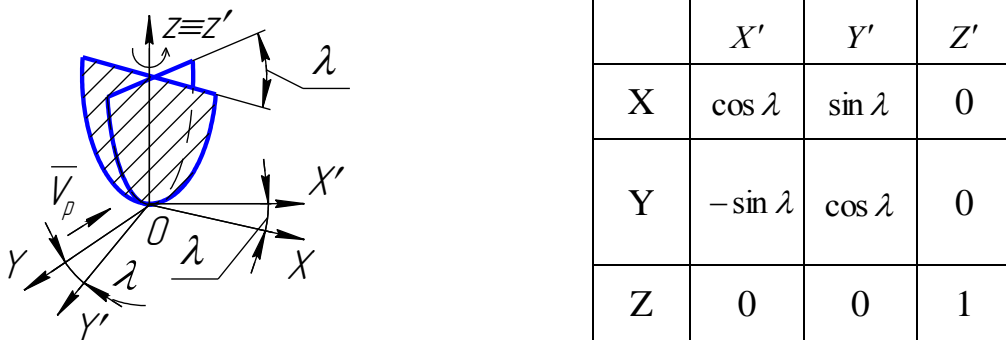


Рисунок 4.26 – Система координат рухома (оберт на кут  $\lambda$ )

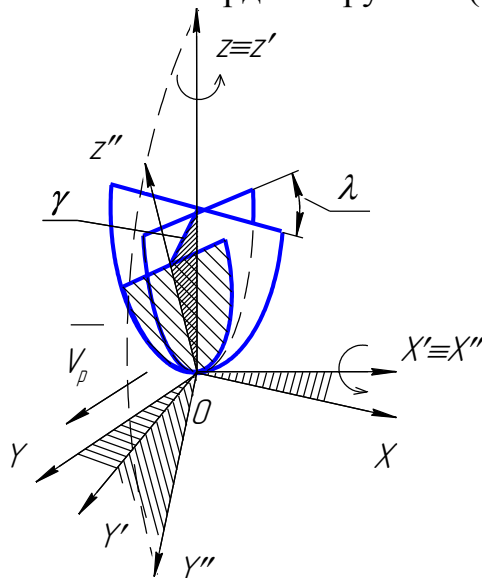


Рисунок 4.27 – Система координат рухома (оберт на кут  $\gamma$ )

Оберт рухомої системи зв'язаної з передньою поверхнею на кут  $\lambda$  відносно нерухомої системи  $XYZ$  пов'язаною з  $\vec{V}_p$ .

Визначимо оберт на кут  $\gamma$ . У зв'язку з поворотом проти годинникової стрілки, кут  $\gamma = -10^\circ$  будемо вважати додатнім, тобто  $\gamma = 10^\circ$ .

	$X''$	$Y''$	$Z''$
$X'$	1	0	0
$Y'$	0	$\cos \gamma$	$\sin \gamma$
$Z'$	0	$-\sin \gamma$	$\cos \gamma$

$$\begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \lambda_i & \sin \lambda_i \cos \gamma & \sin \lambda_i \sin \gamma \\ -\sin \lambda_i & \cos \lambda_i \cos \gamma & \cos \lambda_i \sin \gamma \\ 0 & -\sin \gamma & \cos \gamma \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} X'' \\ Y'' \\ Z'' \end{pmatrix}, \quad (4.32)$$

$$\begin{cases} X = X'' \cos \lambda_i + Y'' \sin \lambda_i \cos \gamma + Z'' \sin \lambda_i \sin \gamma \\ Y = -X'' \sin \lambda_i + Y'' \cos \lambda_i \cos \gamma + Z'' \cos \lambda_i \sin \gamma \\ Z = 0 - Y'' \sin \gamma + Z'' \cos \gamma \end{cases} \quad (4.33)$$

Кінематичний передній кут вимірюється між площиною, яка перпендикулярна до вектора результуючого руху різання й передньої поверхні в напрямку сходу з неї зрізаємої стружки.

Напрямок сходу стружки складає в передній площині кут  $\lambda$  (кут нахилу ріжучої крайки) з перпендикуляром до ріжучої крайки, тобто з площиною  $YZ$ .

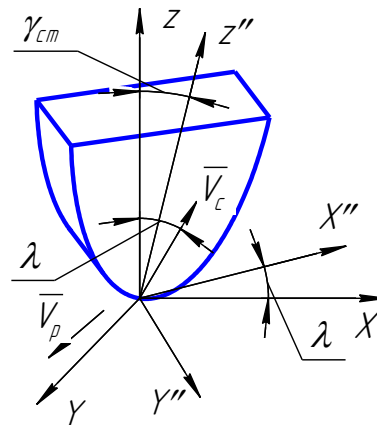


Рисунок 4.28 – Схема напрямку сходу стружки

$\vec{V}_c''$  – вектор, який визначає напрямок сходу стружки (в системі  $X''Y''Z''$ ).

Нехай  $|\vec{V}_c''| = 1 \Rightarrow \vec{V}_c'' = \vec{i}'' \sin \lambda + \vec{k}'' \cos \lambda$ ,  $\vec{V}_p = \vec{j}$  (в системі  $XYZ$ ).

$$\begin{cases} X = \sin \lambda_{ik} \cos \lambda_i + \cos \lambda_{ik} \sin \lambda_i \sin \gamma \\ Y = -\sin \lambda_{ik} \sin \lambda_i + \cos \lambda_{ik} \cos \lambda_i \sin \gamma \\ Z = \cos \lambda_{ik} \cos \gamma \end{cases} \quad (4.34)$$

Якщо прийняти, що  $\lambda_{ik} = \lambda_i$  (тобто, що кут нахилу ріжучої крайки та кут сходу стружки рівні куту  $\lambda$ ), то:

$$\vec{V}_c = (\sin \lambda_i \cos \lambda_i + \cos \lambda_i \sin \lambda_i \sin \gamma; -\sin^2 \lambda_i + \cos^2 \lambda_i \sin \gamma; \cos \lambda_i \cos \gamma);$$

$$\vec{V}_p = (0; 1; 0);$$

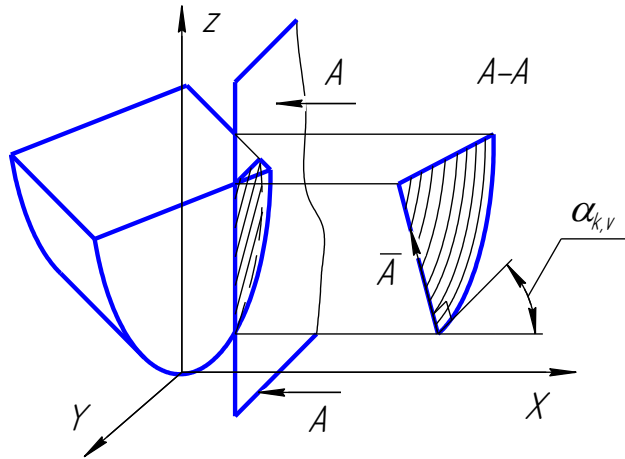
$$\cos(90 - \gamma'_k) = \frac{\vec{V} \cdot \vec{V}_c}{|\vec{V}| \cdot |\vec{V}_c|}.$$

$$\sin \gamma'_k = - \frac{(-\sin^2 \lambda_i + \cos^2 \lambda_i \sin \gamma)}{\sqrt{(\sin \lambda_i \cos \lambda_i + \cos \lambda_i \sin \lambda_i \sin \gamma)^2 + (\cos^2 \lambda_i \sin \gamma - \sin^2 \lambda_i)^2 + (\cos \lambda_i \cos \gamma)^2}},$$

$$\gamma'_k = -\arcsin \left[ \frac{(-\sin^2 \lambda_i + \cos^2 \lambda_i \sin \gamma)}{\sqrt{(\sin \lambda_i \cos \lambda_i + \cos \lambda_i \sin \lambda_i \sin \gamma)^2 + (\cos^2 \lambda_i \sin \gamma - \sin^2 \lambda_i)^2 + (\cos \lambda_i \cos \gamma)^2}} \right]. \quad (4.35)$$

$$(\sin \lambda_i \cos \lambda_i + \cos \lambda_i \sin \lambda_i \sin \gamma)^2 + (\cos^2 \lambda_i \sin \gamma - \sin^2 \lambda_i)^2 + (\cos \lambda_i \cos \gamma)^2 = 1,$$

$$\gamma'_k = -\arcsin(-\sin^2 \lambda_i + \cos^2 \lambda_i \sin \gamma). \quad (4.36)$$



$$\vec{A}: X"Y"Z" (0; 0; 1), \vec{V}: XYZ (0; -1; 0),$$

$$XYZ \quad \vec{A}: (\sin \lambda \sin \alpha_{cm}; \cos \lambda \sin \alpha_{cm}; \cos \alpha_{cm}), \quad XYZ \quad \vec{V}: (0; -1; 0).$$

$$\cos(90 + \alpha_{kv}) = - \frac{\cos \lambda \sin \gamma_{cm}}{\sqrt{(\sin \lambda \sin \alpha_{cm})^2 + (\cos \lambda \sin \alpha_{cm})^2 \cos^2 \alpha_{cm}}},$$

$$\alpha_{kv} = \arcsin(\cos \lambda \sin \alpha_{cm}). \quad (4.37)$$

Розрахунки і аналіз змін кутів, проведений виходячи з прийнятого кута  $\alpha_0$  закріплення чистового різця.

З метою оптимізації цього параметра проведені кореляційні визначення змін кутів  $\gamma_{ki}$  (рис. 4.29),  $\lambda_i$  (рис. 4.30) і  $\alpha_{ki}$  (рис. 4.31).

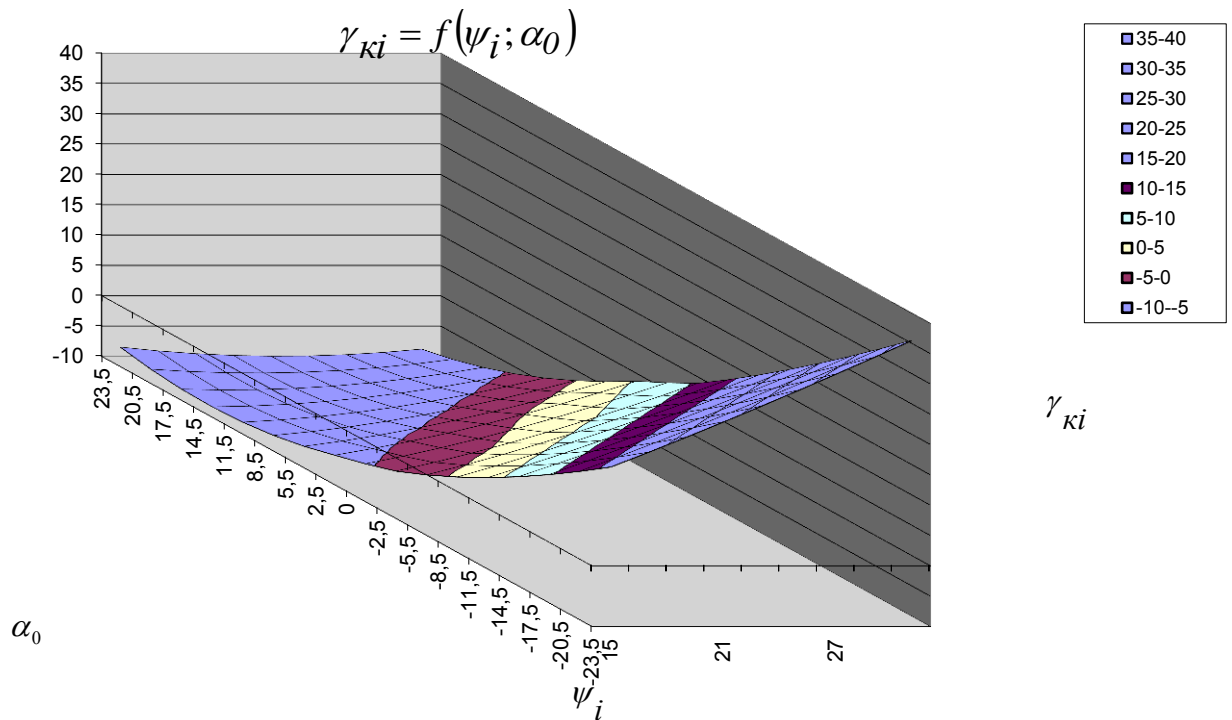


Рисунок 4.29 – Залежність кінематичного переднього кута від кута повороту інструмента ( $\psi_i$ ) та початкового кута установки ( $\alpha_0$ )

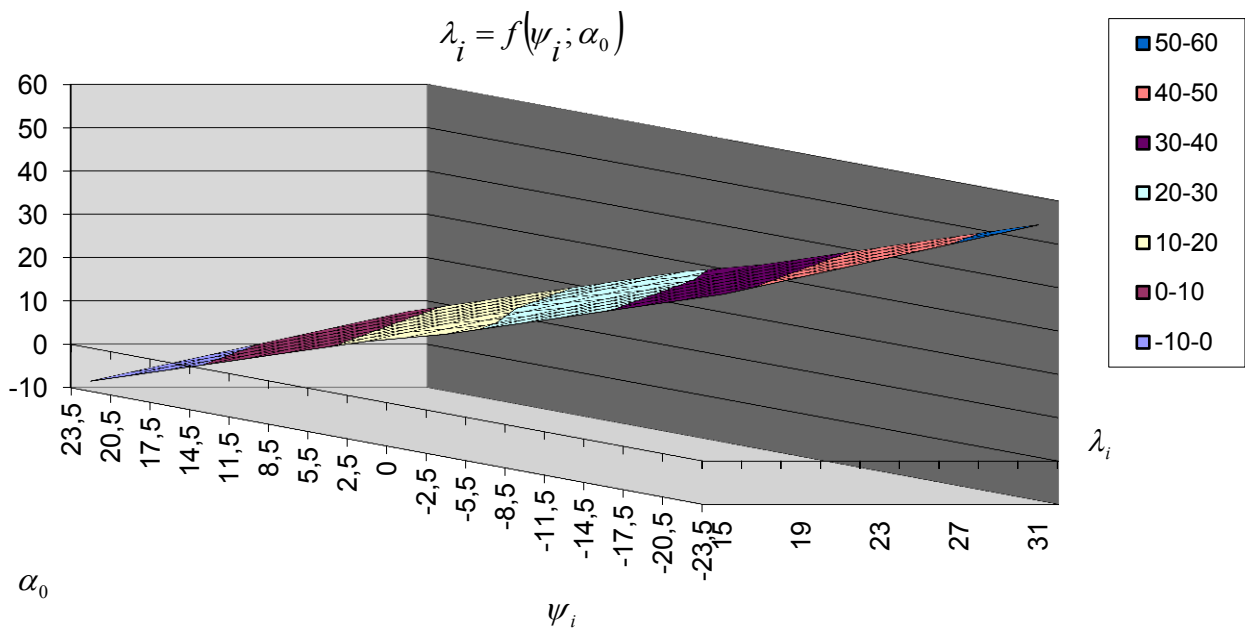


Рисунок 4.30 – Залежність кута  $\lambda$  від кута повороту інструмента ( $\psi_i$ ) та початкового кута установки ( $\alpha_0$ )

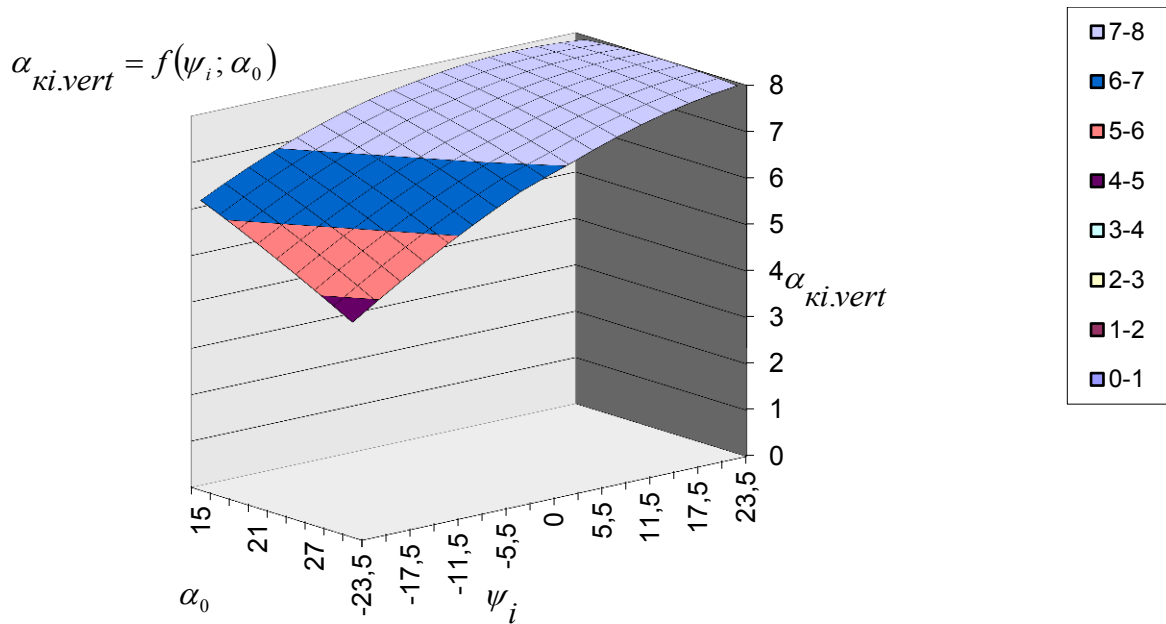


Рисунок 4.31 – Залежність кінематичного заднього кута в вертикальній площині від кута повороту інструмента ( $\psi_i$ ) та початкового кута установки ( $\alpha_0$ )

Зміна кутів при прийнятому куті  $\alpha_0$  закріплення чистового різця відносно повзуна наведена на рис. 4.32.

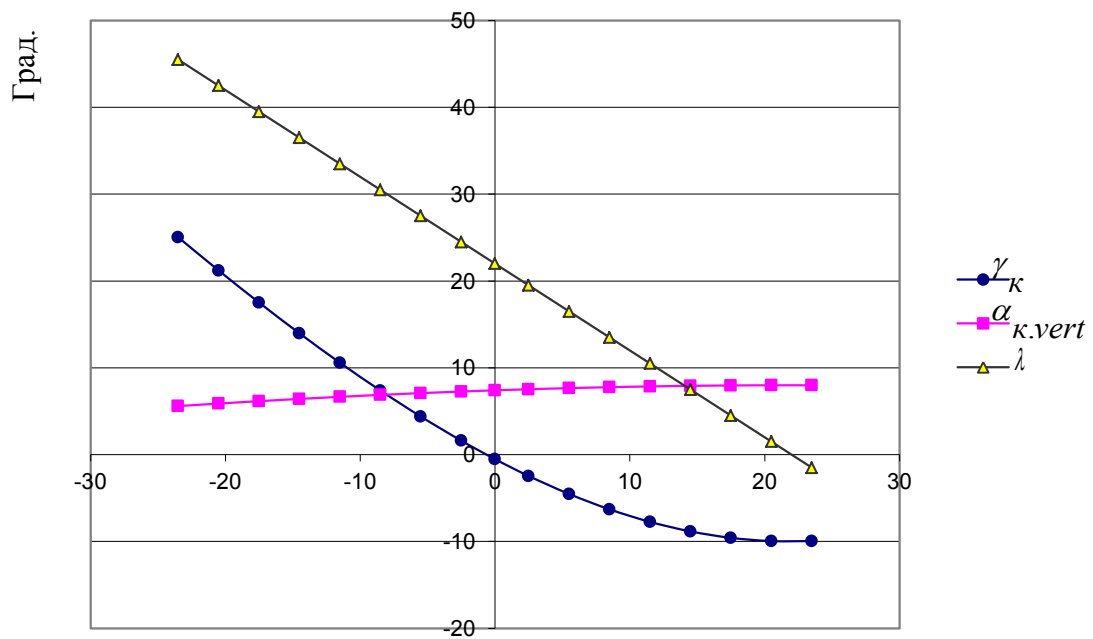


Рисунок 4.32 – Залежність кутів  $\gamma_k$ ,  $\alpha_{к.верт.}$ ,  $\lambda$  від оберту інструмента ( $\psi_i$ ) та початкового кута установки чистового різця ( $\alpha_0 = 22^\circ$ )

При врізанні, як свідчить графік рис. 4.32, задній кут зменшений на  $2^\circ$ , а передній є позитивним порівняно зі статичним кутами, що значно підвищує стійкість чистового різця.

Вплив зміни кутів на процес різання, а також на стійкість інструменту розглянуто у розділі 3 даної роботи.

Вигладжувач в процесі обробки повертається відносно оброблюваної поверхні (максимальний кут  $43^\circ$ ), що сприяє підвищенню його стійкості в результаті рівномірного зношування.

Зміна кінематики колового руху формоутворюючих елементів в лінійний призвела до зменшення кількості врізань-виходів чистового різця в процесі обробки плоских прямокутних поверхонь [49], що підтверджується розрахунками.

Порівняємо дві схеми обробки рис. 4.33 і рис 4.34.

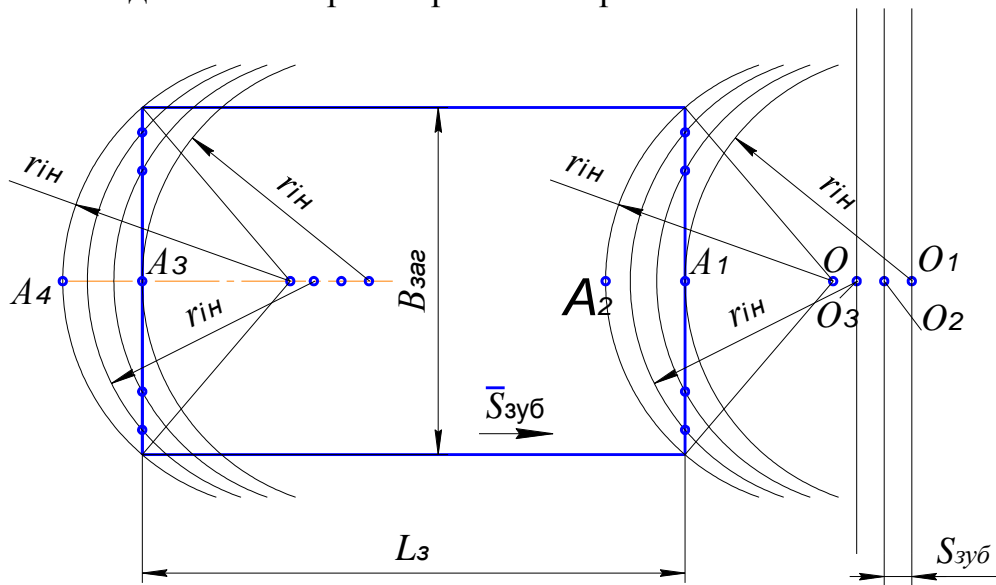


Рисунок 4.33. Схема для розрахунку врізань (виходів) при коловому русі інструмента

В разі колової траєкторії кількість врізань і виходів чистового різця буде дорівнювати:

$$\omega_{вр.к} = \frac{L_3}{S} + \frac{2 \cdot r_{ин} - \sqrt{4 \cdot r_{ин}^2 - B_{max}^2}}{S}, \quad (4.38)$$

де  $\omega_{вр.к}$  – кількість врізань чистового різця в заготовку (така ж кількість виходів);  $L_3$  – довжина оброблюваної заготовки;  $S$  – подача на оберт чистового різця (вона дорівнює подачі на оберт фрези);  $r_{ин}$  – радіус розташування чистового різця;  $B$  – ширина оброблюваної заготовки.

$A_1A_2 = A_3A_4 = OA_2 - OA_1$  – в разі симетричного розташування фрези відносно оброблюваної поверхні

$$A_1A_2 = r_{ин} - \sqrt{r_{ин}^2 - \left(\frac{B_{max}}{2}\right)^2}. \quad (4.39)$$

При виході чистового різця за межі довжини заготовки кожен оберт фрези буде супроводжуватись двома врізаннями і двома виходами.



На цій ділянці ( $A_3A_4$ ) кількість візань (виходів) буде дорівнювати:

$$\frac{r_{in} - \sqrt{r_{in}^2 - \left(\frac{B_{max}}{2}\right)^2}}{S} \cdot 2 = \frac{2 \cdot r_{in} - \sqrt{4 \cdot r_{in}^2 - B_{max}^2}}{S}. \quad (4.40)$$

При рухомому чистовому різці з траєкторією руху перпендикулярній до вектора подач заготовки кількість візань буде дорівнювати (рис 4.34):

$$\omega_{вр.п} = \frac{L_3}{S}, \quad (4.41)$$

де  $\omega_{вр.п}$  – кількість візань (виходів) при прямолінійному перпендикулярному до вектора подач русі чистового різця.

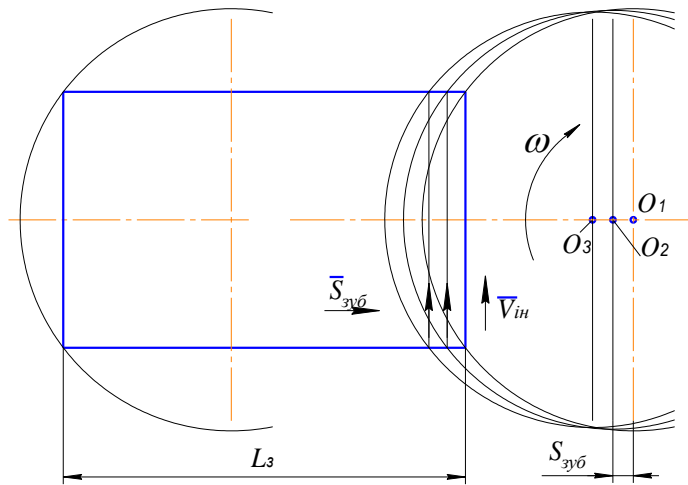


Рисунок 4.34 – Схема руху чистового різця для розрахунку кількості візань (виходів)

Для запропонованого комбінованого інструменту  $\varnothing 320$  мм з рухомими елементами (максимальна ширина оброблюваної площини  $B_{max} = 95$  мм) при подачі на оберт  $S_{зуб} = 0,05$  мм різниця в кількостях візань (виходів) складе:

$$\omega_{вр.к} - \omega_{вр.п} = \frac{2 \cdot r_{in} - \sqrt{4 \cdot r_{in}^2 - B_{max}^2}}{S} = \frac{2 \cdot 130 - \sqrt{4 \cdot 130^2 - 95^2}}{0.05} = 360.$$

При довжині оброблюваної поверхні 150 мм ця різниця складає 12 %.

Всі відомі комбіновані методи обробки плоских поверхонь, поєднуючи різання і ППД, мають суттєвий недолік, який стосується затирання формоутворюючого інструмента обробленою поверхнею. У запропонованому методі обробки для усунення цього недоліку запроваджене спеціальне налагодження верстата з виставленням осі шпинделя під незначним кутом ( $8 \dots 10'$ ) до вектора поздовжньої подачі [144].

Рухаючись по коловим траєкторіям, чорнові різці будуть утворювати не плоску поверхню, а увігнуту. В разі симетричного розташування заготовки відносно фрези увігнутість становить:

$$\Delta_{\text{вiгн}} = \left( r_{\text{ін}} - \sqrt{r_{\text{ін}}^2 - \frac{B_{\text{max}}^2}{4}} \right) \cdot \sin \alpha_{\text{шп}}. \quad (4.42)$$

При куті нахилу осі шпинделя  $\alpha = 0^\circ 10'$ , ширині оброблюваної поверхні  $B_{\text{max}} = 80$  мм і радіусі найближче розташованого чорнового різця до чистового  $r_{\text{ін}} = 131$  мм.

$$\Delta_{\text{вiгн}} = \left( 131 - \sqrt{131^2 - \frac{80^2}{4}} \right) \cdot \sin 0^\circ 10' = 0.0182 \text{ мм}$$

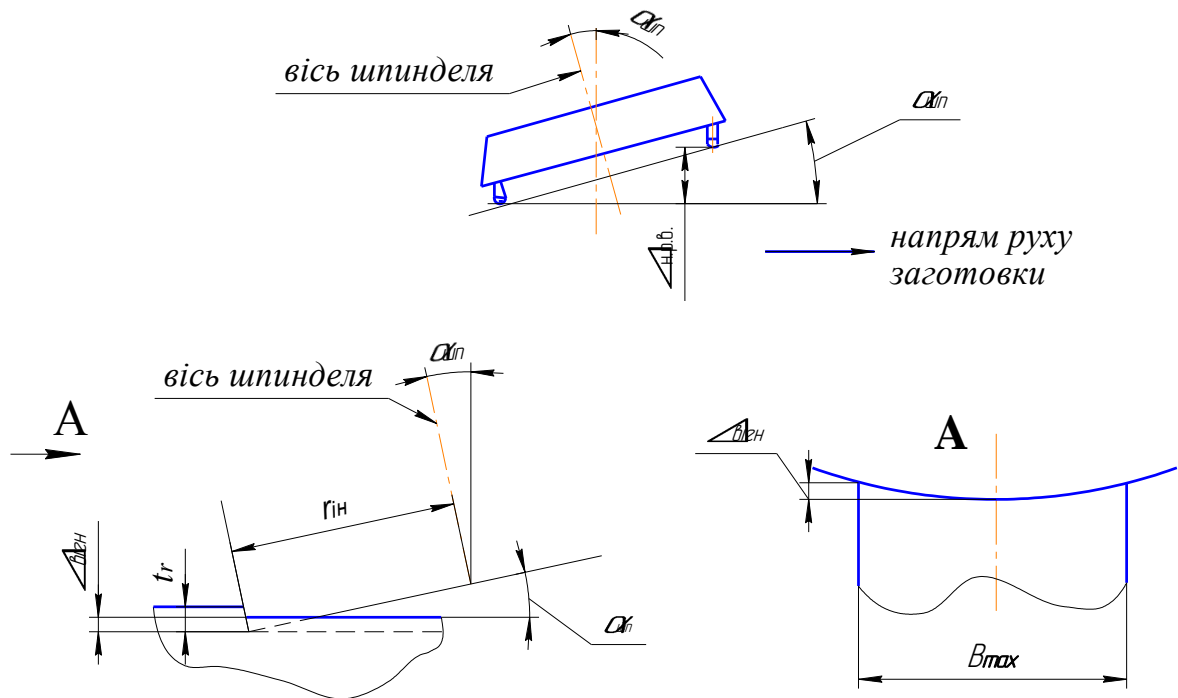


Рисунок 4.35 – Схема утворення увігнутості оброблюваної поверхні при нахилі осі шпинделя:  $\alpha_{\text{шп}}$  – кут нахилу осі шпинделя;  $r_{\text{ін}}$  – радіус розташування інструмента;  $B_{\text{max}}$  – максимальна ширина оброблюваної поверхні;  $\Delta_{\text{вiгн}}$  – увігнутість обробленої поверхні;  $t_{\text{ч}}$  – припуск чорнових ножів

У разі несиметричного розташування оброблюваної поверхні відносно осі фрези (у межах максимально можливої ширини обробки)

$$\Delta_{\text{вiгн.е}} = r_{\text{ін}} \cdot \sin \alpha_{\text{шп}} \left( 1 - \sqrt{1 - \left( \frac{B_{\text{max}} + 2e}{r_{\text{ін}}} \right)^2} \right), \quad (4.43)$$

де  $e$  – ексцентриситет.

Чистовий різець, рухаючись лінійною траєкторією, перпендикулярно до оброблюваної поверхні, виправляє цю похибку, що неможливо виконати в разі застосування традиційних конструкцій торцевих фрез. В процесі видалення шару металу відбувається також пружна деформація поверхні, яка є причиною повторної обробки поверхні (затирання) різальними елементами при їх проходженні над обробленою поверхнею без різання (холостий хід).

У випадку обробки фрезою запропонованої конструкції цього не відбувається, тому що при нахилі осі шпинделя  $\alpha_{шп} = 0^{\circ}10'$  чистовий різець, як і вигладжувач, у неробочому стані буде проходити над обробленою поверхнею на відстані  $\Delta_{н.р.ч}$ , яка дорівнює:  $\Delta_{н.р.ч} = 2r_{i.н.ч} \cdot \sin \alpha_{шп}$ , де  $r_{i.н.ч}$  – відстань чистового різця від осі обертання шпинделя  $r_{i.н.ч} = 130$  мм;  $\Delta_{н.р.ч} = 2 \cdot 130 \cdot \sin 0^{\circ}10' = 0,76$  мм. Навіть з врахуванням вильоту вигладжувача відносно чистового різця ця відстань дорівнює:  $\Delta_{н.р.в} = 0,76 - 0,2 = 0,56$  мм, що достатньо для забезпечення відсутності затирання.

#### 4.8. Технічні і конструктивні особливості розробленого інструменту з комбінацією різання і поверхневого пластичного деформування

На основі теоретичних обґрунтувань і результатів випробувань розроблена торцева фреза з комбінованою схемою різання (рис. 4.36).

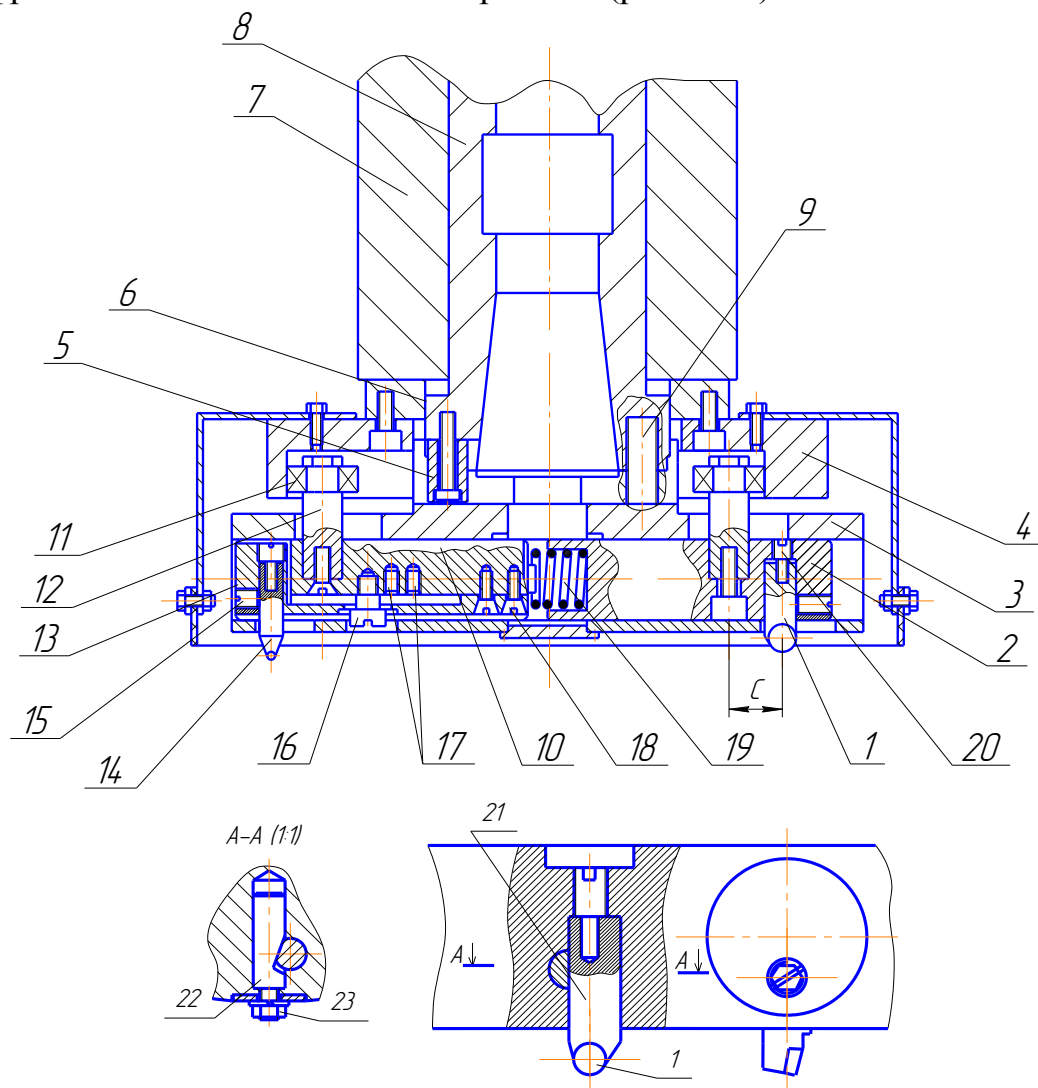


Рисунок 4.36 – Конструкція інструменту з комбінацією різання і ППД

В корпусі інструменту 3 жорстко закріплені 22 чорнових різальних елементів (поз. 21) за допомогою клинового механізму, зображеного на розрізі А–А. Механізм виконує функції затиску і орієнтування ріжучої частини різців відносно корпусу інструмента. Регулювання вильоту здійснюється диференційними гвинтами 20.

Співвідношення кроків різей забезпечує регулювання осевого положення всіх формоутворюючих елементів в межах 0,2 мм на оберт.

Робоча частина вигладжувача виконана з нового алмазного композиційного термостійкого матеріалу АКТМ<sup>®</sup>. Основне призначення – вигладжування поверхонь виробів із чорних та кольорових металів та їх сплавів з метою зменшення в 4-5 разів висоти мікронерівностей і утворення стискуючих залишкових напружень на глибину до 0,4 мм. Вигладжувальний елемент показаний на рис. 4.37.

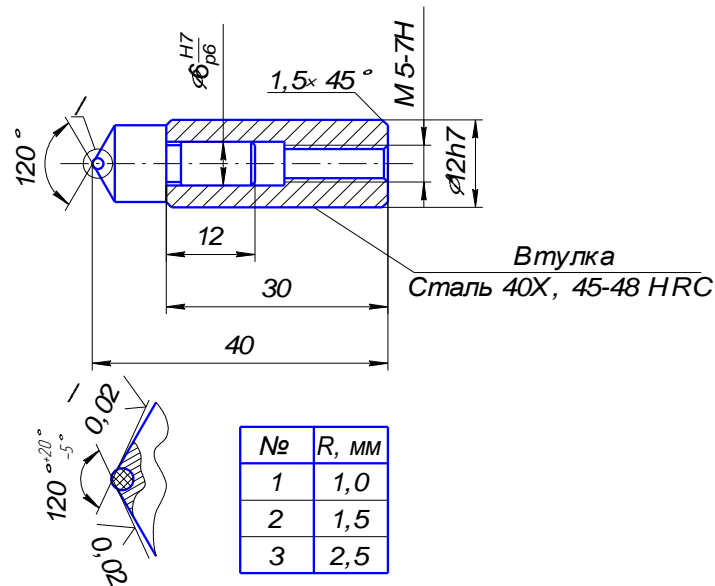
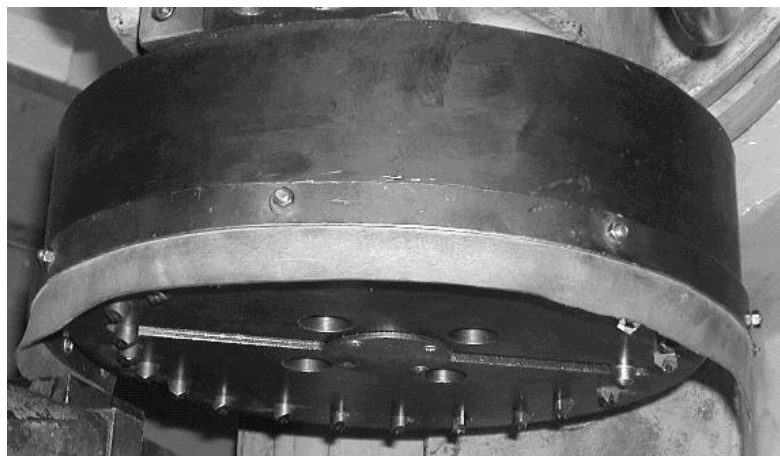


Рисунок 4.37 – Вигладжувальний елемент розробленого інструменту

Інструмент (рис. 4.38) базується на шпинделі верстата за допомогою центруючого діаметра  $\varnothing 128,57^{+0,04}$  мм, призматичної шпонки  $b = 25,4$  мм і



закріплюється чотирма гвинтами М16 – 6g × 50. 88. 35. 05 ГОСТ 11738-84.

Рисунок 4.38 – Загальний вигляд інструменту

Удосконалений метод фінішної обробки плоских поверхонь і спроектований інструмент для його впровадження забезпечують, як підтверджують теоретичні обґрунтування, не тільки отримання необхідних якісних характеристик поверхонь деталей але й підвищення стійкості формоутворюючого інструменту;

Кінематичне перетворення колової траєкторії руху чистового різця і деформуючого елемента у прямолінійну створює умови для отримання рівномірної у поперечному до вектора подач напрямку шорсткості поверхонь, що неможливо забезпечити при торцевому фрезеруванні традиційними інструментами;

Встановлено позитивний вплив на процес обробки забезпечення стабільності припуску на чистовий прохід за рахунок ліквідації похибок установки і закріплення заготовок, а також нерівномірності розміру загального припуску на обробку, які впливають тільки на чорнові різальні елементи;

Порівняно з існуючими інструментами [148] шпиндель верстата, на якому закріплюється розроблений інструмент, розвантажений від імпульсної дії сили пружини повзуна, на якому закріплений чистовий різець;

В разі передчасного зношування (руйнування) будь-якого чорнового різального елемента процес фінішної обробки буде залишатися відносно стабільним через дублювання кожного з елементів, розташованих на п'яти спіралях.

Результати використання запропонованих методик дозволяють зменшити трудомісткість обробки деталей в 1,5-1,8 рази по відношенню до традиційних методів обробки.

#### **4.9. Конструктивні і технологічні особливості деталей, призначених для обробки комбінуванням різання з поверхневим пластичним деформуванням**

Удосконалений метод фінішної обробки плоских протяжних поверхонь і інструмент для його впровадження мають ряд технічних параметрів, які вказують на межі їх використання, пов'язані з конструктивними особливостями конкретних деталей машин і механізмів. Основною конструктивною особливістю деталей, які можливо обробляти комбінуванням різання з ППД є, так звана доступність оброблюваної поверхні. Враховуючи те, що діаметр комбінованого інструменту значно більший максимальної ширини поверхні, що обробляється, інші конструктивні елементи (виступи) не повинні заважати відносному переміщенню інструмента і заготовки. Відстань від краю поверхні і найближчим виступом має бути не менше:

$$l \geq \frac{D_{in}}{2} - \frac{B_{max}}{2} + \delta,$$

де  $D_{in}$  – зовнішній діаметр інструменту з врахуванням захисного кожуху;

$B_{max}$  – максимальна ширина оброблюваної поверхні;

$\delta$  – гарантований зазор ( $\delta \geq 20$  мм).

Довжина оброблюваних поверхонь не обмежена (обмежується можливостями верстатів, використаних для обробки).

В проведених дослідженнях запроваджений розроблений інструмент з максимальним зовнішнім діаметром 320 мм і максимальною шириною оброблюваної поверхні 95 мм. Для обробки вузьких поверхонь може бути розроблений інструмент меншого діаметра. Так, для обробки площини шириною 50 мм зовнішній діаметр комбінованого інструменту буде дорівнювати ~ 170 мм, для ширини 120 мм, відповідно ~ 400 мм.

На рис. 4.39 наведено ескіз станини верстатів 1Г340П і 1В340Ф30, напрямні якої обробляються після загартування шліфуванням на поздовжньо-шліфувальних верстатах високої точності. Обробка проводиться у зібраному з нижньою станиною (основою) стані.

Обробці удосконаленим комбінованим методом підлягають площини призматичних напрямних С, Ш, Я і Ц, ширина яких не перевищує 40 мм. Для обробки таких поверхонь діаметр комбінованого інструменту не перевищує 140 мм.

До площин напрямних кресленням визначені наступні вимоги:

- термообробка ТВЧ 0,8...1,4; 49,5...53 НРС<sub>3</sub>;
- шорсткість  $R_a = 0,63$  мкм;
- відхилення від площинності не більше 0,01 мм;
- відхилення від прямолінійності не більше 0,02 мм на довжині 1000 мм (дозволена тільки випуклість);
- відхилення від паралельності площин С і Я, а також Ш і Ц не більше 0,02 мм на довжині 1000 мм.

Крім того слід забезпечити виконання розмірів кута між площинами С і Ш, Я і Ц  $90^\circ \pm 10''$ , а також відстані між площинами симетрії кожної з напрямних  $310 \pm 0,08$  мм.

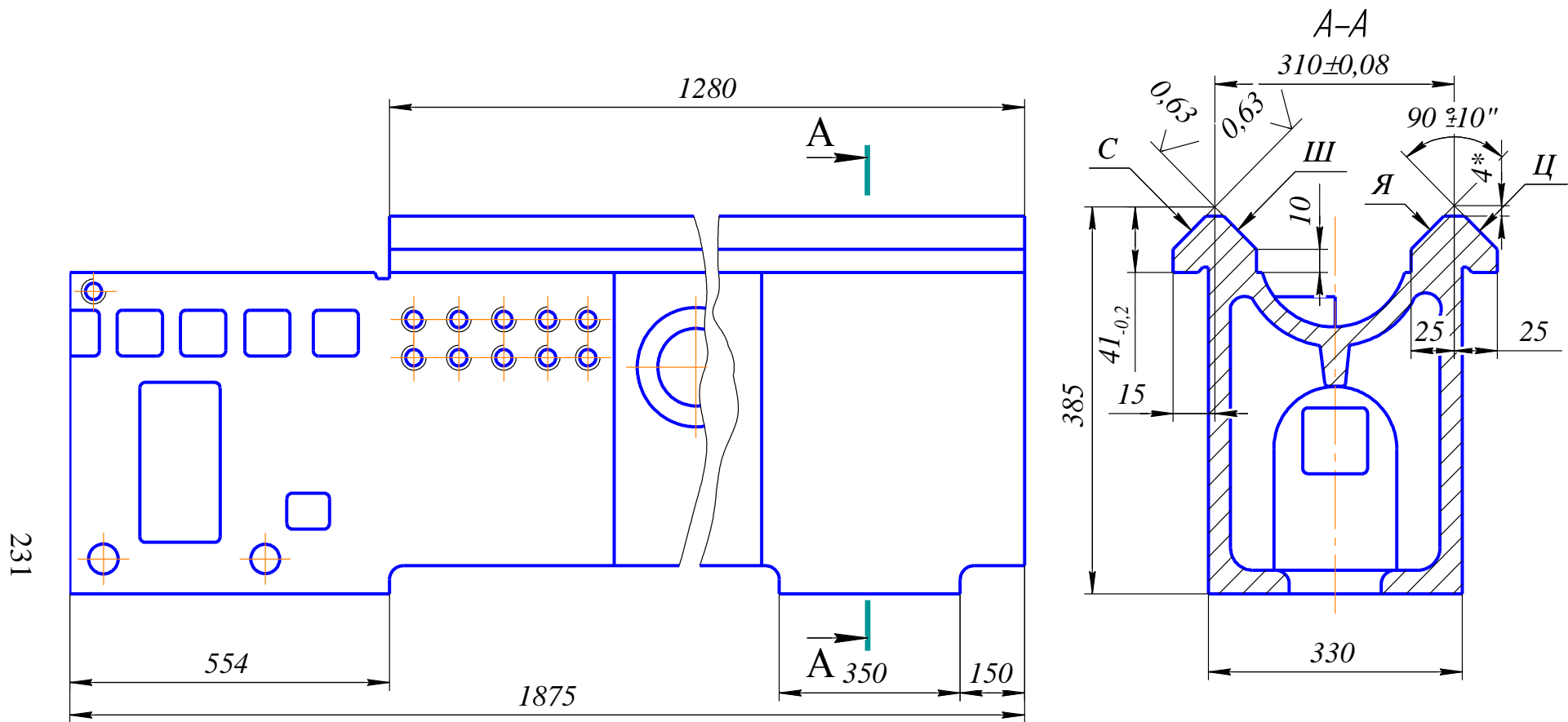
Така конструкція деталі є типовою для токарно-револьверних і токарних верстатів, в тому числі верстатів з ЧПК.

Технологічний процес обробки напрямних станини починається так само, як і при шліфуванні, з установки заготовки на стіл поздовжньо-шліфувального верстата і її виставки для рівномірного розподілу припуску на обробку площин С, Ш, Я і Ц, на всій довжині напрямних. Комбінований інструмент встановлюється замість чашкового шліфувального круга на шпиндель, який нахиляється під кутом  $45^\circ$  до горизонту (так само, як і шліфувальний круг).

Обробка проводиться в такій послідовності: першою обробляється площина С; другою – площина Я паралельна до площини С; далі шпиндель розвертається оператором на  $90^\circ$  (кут контролюється оптичним кутоміром); оброблюються площина Ш і паралельна їй площина Ц.

Мастильно-охолоджувальна рідина не застосовується. Рекомендовані режими обробки:  $V = 3,4-3,5$  м/с;  $S = 20-25$  мм/хв;  $t = 0,5-0,7$  мм;  $P_y = 120$  Н.

В разі застосування у виробництві поздовжньо-шліфувальних або фрезерних верстатів, які оснащені двома супортами з поворотними шпинделями, можлива обробка одночасно двох площин, наприклад, С і Ш або Я і С з дотриманням всіх технічних вимог. Всі налагоджувальні і вимірювальні прилади, які використовуються при обробці шліфуванням, залишаються придатними для нового методу фінішної обробки напрямних.



1. Поверхні С, Ш, Я і Ц – ТВЧ 0,8...1,4; 49,5...53 HRC<sub>3</sub>.
2. Відхилення від площинності площин С, Ш, Я і Ц не більше 0,01 мм.
3. Відхилення від прямолінійності площин С, Ш, Я і Ц не більше 0,02 мм на довжині 1000 мм. Допускається тільки випуклість.
4. Відхилення від паралельності площин С і Я, а також Ш і Ц не більше 0,02 на довжині 1000 мм.

Рисунок 4.39 – Станина верхня верстатів мод. 1Г340П, 1В340Ф30 (матеріал СЧ20 ГОСТ 1412-85)

Такий технологічний процес зберігається і для обробки змінних стандартних накладних напрямних, зображених на рис. 4.40.

Крім площин, утворюючих призматичні напрямні, обробці комбінованим методом може підлягати площина закріплення накладних напрямних (базова поверхня). Рекомендується саме з неї починати фінішну обробку стандартних накладних напрямних.

Наступною типовою конструкцією деталі з плоскими протяжними поверхнями є верхня станина токарного обробляючого центру мод. 1П420ПФ40, яка без конструктивних змін застосовується на всіх модифікаціях цього верстату (рис. 4.41).

Обробці удосконаленим комбінованим методом підлягають площини К, Л і М, які в існуючому технологічному процесі шліфуються на поздовжньо-шліфувальному верстаті у спеціальному пристрої, який забезпечує горизонтальне положення прямокутних напрямних при обробці.

В новому технологічному процесі використовується цей самий пристрій, а замість шліфувального круга встановлюється розроблений комбінований інструмент.

В залежності від припуску обробка може здійснюватися за один або два проходи. Перший прохід може проводитись на збільшених подачах (37,5...40 мм/хв).

Рекомендовані режими фінішної обробки комбінованим методом:  $n = 250$  об/хв,  $S = 0,08$  мм/об,  $t = 0,6 \div 0,8$  мм,  $P_{\text{інд}} = 120$  Н.

Обробка комбінованим методом на наведених режимах забезпечить отримання шорсткості оброблених поверхонь у 2...2,5 рази меншу, ніж визначається кресленням ( $Ra \approx 0,25 \dots 0,4$  мкм), що позитивно впливає на скорочення часу припрацювання поверхонь напрямних (або навіть до анулювання цієї операції).

Серед інших корпусних деталей, які мають плоскі протяжні поверхні і можуть бути оброблені розробленим удосконаленим методом з застосуванням спроектованого інструменту, можливо рекомендувати корпус револьверного супорту обробляючого центру мод. 1П420ПФ40 (рис. 4.42).

Деталь виготовляється з чавуну підвищеної міцності, а напрямні загартовуються до 49-53 HRC<sub>3</sub>.

Комбінованим методом пропонується обробка площин Б і В прямокутних напрямних супорту.

Особливість заключена у необхідності ретельної виставки заготовки перед обробкою.

Базування у спеціальному пристрої проводиться з використанням поверхонь Г і Д. Для зменшення впливу консольної частини деталі використовується відповідна опора до площини Е.

Фаски на напрямних ( $2 \times 45^\circ$ ) рекомендується виконати до фінішної обробки поверхонь Б і В з метою усунення ударів формоутворюючих елементів під час їх врізання і виходу з оброблюваної поверхні.

Рекомендовані режими обробки:  $n = 250 \dots 300$  об/хв,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,6 \dots 0,8$  мм,  $P_{\text{інд}} = 120$  Н.



Ще одним типовим представником деталей, відповідальні поверхні яких можуть оброблятися запропонованим методом, є корпуси шпиндельних бабок, які мають протяжні плоскі поверхні високої точності з низькою шорсткістю. Такі деталі виготовляються з чавуна без термообробки (рис. 4.43).

Особливість цієї групи деталей полягає в тому, що оброблювані комбінованим методом поверхні К і Л є базовими для всієї подальшої обробки корпусу і, в першу чергу, для розточки отворів  $\varnothing 140$  і  $\varnothing 150$  під підшипники шпинделя верстату.

Рекомендовані режими обробки:  $n = 350 \dots 400$  об/хв,  $S = 50 \dots 60$  мм/хв,  $t = 0,6 \dots 0,8$  мм,  $P_{\text{інд.}} = 90$  Н.

Середня продуктивність праці при обробці плоских протяжних площин наведених типових деталей комбінацією різання з ППД порівняно з традиційними методами (шліфуванням) вища у 2,5...3 рази.

З метою підтвердження працездатності комбінованого інструменту і якісних показників поверхонь першочергово оброблялись заготовки при лабораторних дослідженнях в умовах ЖДТУ.

Геометричні параметри оброблених поверхонь перевірялись на профілографі-профілометрі "Талісерф – 6".

Позитивні результати випробувань на зразках дали можливість проводити дослідження в умовах реального виробництва на відповідних деталях верстатів, які серійно виготовляються підприємствами.

Враховуючи попередньо викладені конструктивні і технологічні особливості деталей, які можливо обробляти удосконаленим комбінованим методом, були підібрані деталі верстатів, які найкраще розкривали б можливості нового методу з точки зору економічної ефективності і якості процесу.

Всього було відібрано чотири найменування деталей: два найменування з чавуну СЧ 20 ГОСТ 1412-85 (ОММ64.87.00.00.012 – повзун, ОММ64.30.00.00.022 – комплект напрямних) і два найменування зі сталі 8ХФ ГОСТ 5950-73 з правом заміни на Сталь 45 ГОСТ 1050-88 з наступним об'ємним загартуванням до 44-52 HRC, (ОММ64.70.00.00.011/24.101 – планка і ОММ64.70.00.00.011/23.101 – планка).

Обробка відібраних деталей на підприємстві здійснюється відповідно до існуючих технологічних регламентів механічної обробки типових деталей прецизійних металорізальних верстатів в умовах серійного і мілкосерійного виробництва.

Деталі з чавуну після чорнової обробки підлягають штучному старінню і після напівчистої обробки з залишенням припуску  $0,5 \div 1$  мм природньому старінню.

Далі заготовки поступають на обробку базових площин, де проводиться напівчистове і чистове шліфування базових площин, відносно яких в подальшому здійснюється обробка всіх інших конструктивних елементів деталей.

Ескіз заготовок чавунних деталей, які поступають на напівчистову, а в подальшому на чистову шліфовку мають вигляд (рис. 4.44).

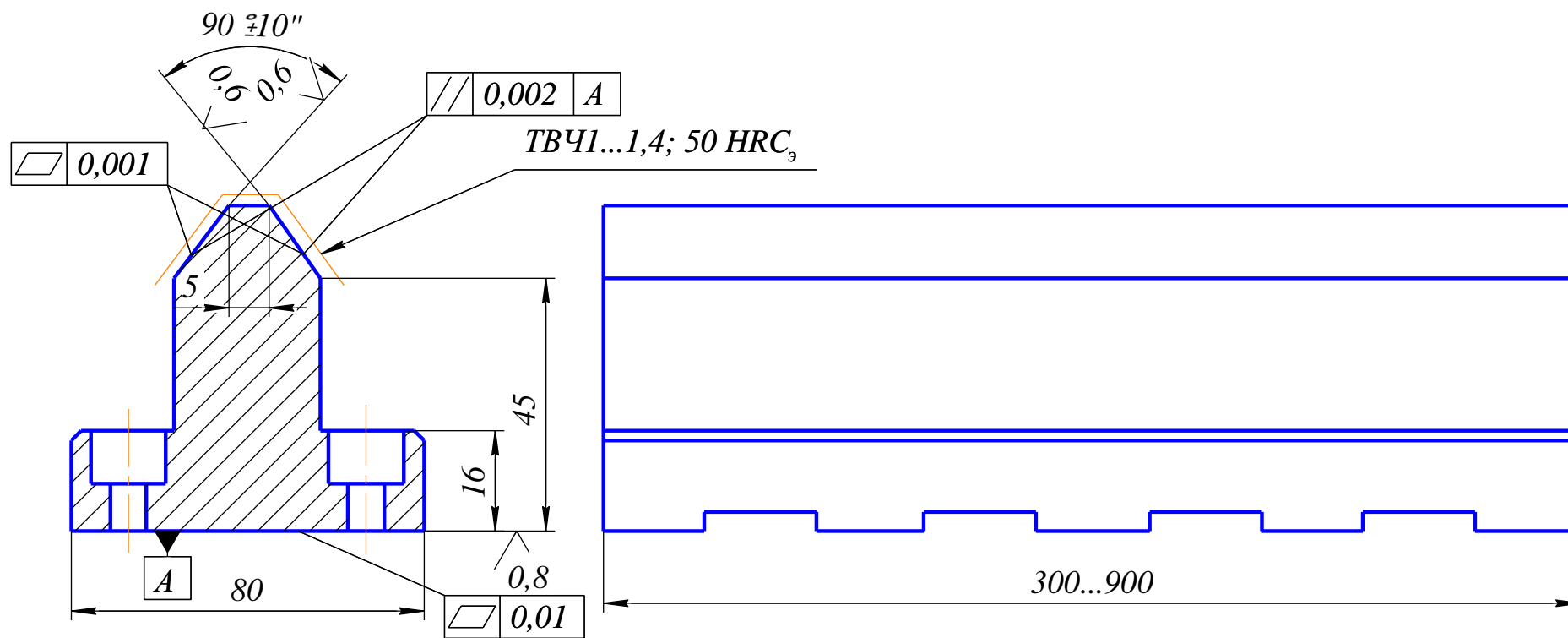
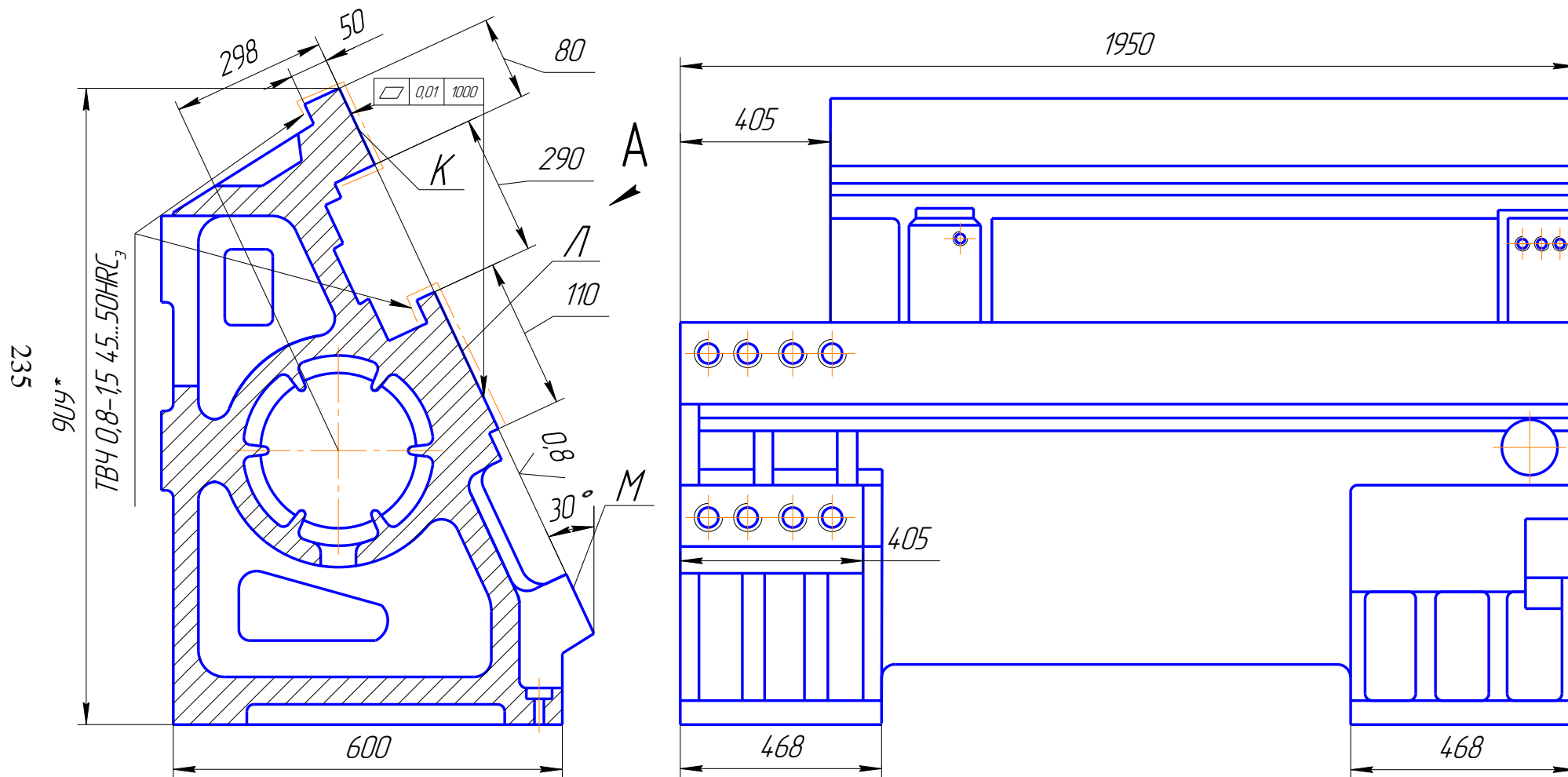
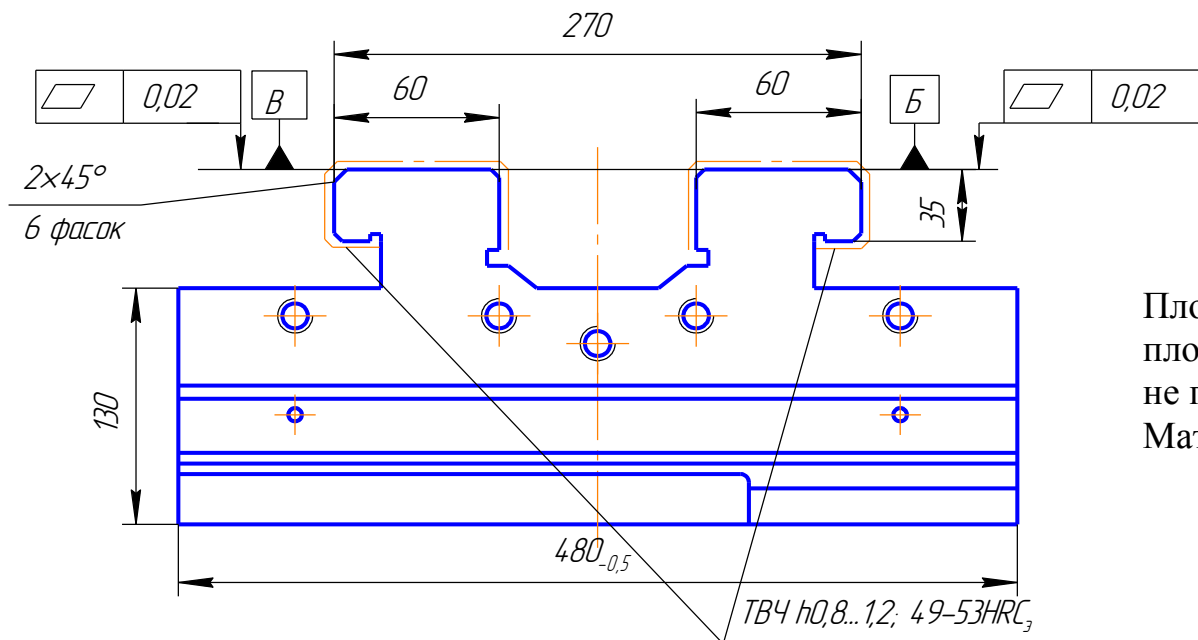


Рисунок 4.40 – Напрямна (Сталь 40X (ШХ15))



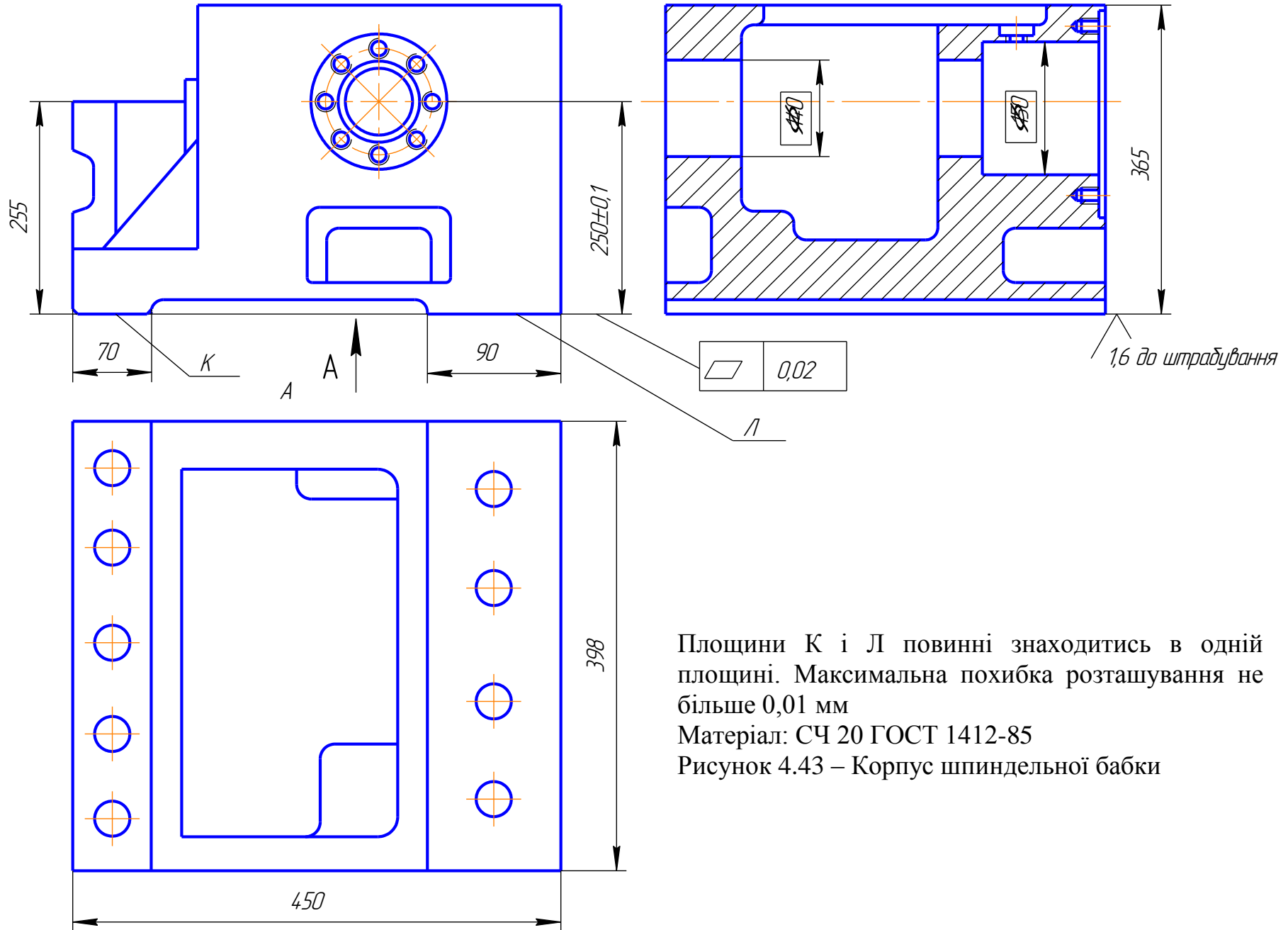
Площини К і Л повинні знаходитись в одній площині. Максимальна похибка розташування не більше 0,01 мм  
 Матеріал: СЧ 30 ГОСТ 1412-85

Рисунок 4.41 – Станина верхня верстата мод. 1П420ПФ40



Площини Б і В повинні знаходитись в одній площині. Сумарна похибка розташування не повинна перевищувати 0,01мм  
Матеріал: СЧ 30 ГОСТ 1412-85

Рисунок 4.42 – Корпус револьверного супорту верстата мод. 1П420ПФ40



Площини К і Л повинні знаходитись в одній площині. Максимальна похибка розташування не більше 0,01 мм  
 Матеріал: СЧ 20 ГОСТ 1412-85  
 Рисунок 4.43 – Корпус шпиндельної бабки

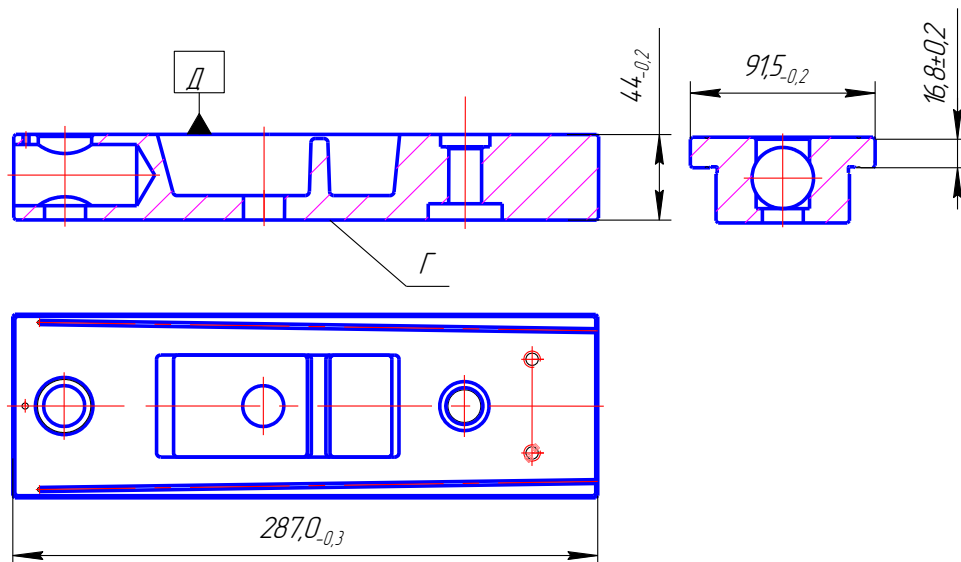


Рисунок 4.44 – Повзун. Заготовка під напівчистову і чистову шліфовку площини Д і Г

Комбінованому методу обробки підлягають площини Д і Г замість шліфування. До якісних вимог, які визначені кресленням, відносяться:

- відхилення від площинності площини Д  $0,01\text{мм}$ ;
- шорсткість поверхні Д –  $Ra = 1,25$ ; шорсткість поверхні Г –  $Ra = 1,25$ .

Деталь ОММ64.30.00.00.022 (рис. 4.45) складається з двох однакових за конфігурацією деталей (відмінність тільки в отворах), які за заводською технологією обробляються комплектом з двох штук з метою забезпечення збіжності поверхонь по перетину А–А. Комбінованому методу обробки підлягають площини Г, Д і Е.

До якісних вимог, які визначені кресленням і відносяться до оброблених комбінованим методом поверхонь, є:

- відхилення від площинності площин Г і Д не більше  $0,01\text{мм}$ ;
- шорсткість поверхні Г і Д –  $Ra = 1,25$ ;
- допуск паралельності поверхонь Г і Д не більше  $0,02\text{мм}$ ;
- допуск перпендикулярності поверхні Г відносно Е не більше  $0,02\text{ мм}$ ;
- шорсткість поверхні Е –  $Ra = 1,25$ .

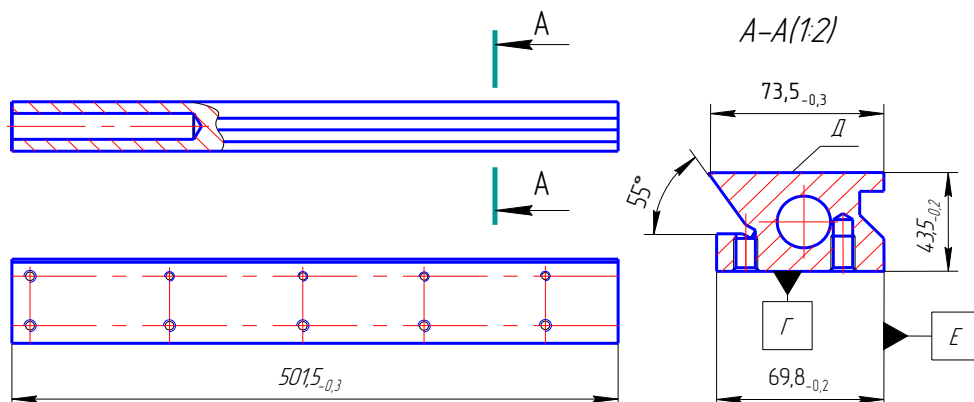


Рисунок 4.45 – Напрямна. Заготовка під шліфовку площин Г, Д і Е

Як і в заводському технологічному процесі, точність розташування поверхонь (паралельність і перпендикулярність) забезпечуються пристосуваннями, в яких закріплюються при обробці заготовки.

Виходячи з позитивних результатів обробки зразків з незагартованого чавуну, були прийняті наступні режими обробки:  $n = 360$  об/хв,  $S = 18$  мм/хв,  $t = 0,7 \div 0,8$  мм без застосування ЗОР.

Обробка відібраних деталей зі сталі здійснюється в такій послідовності:

- чорнова обробка заготовки;
- термічна обробка (стабілізація, покращення);
- чистова обробка неосновних поверхонь і обробка під шліфовку основних робочих і технологічних поверхонь;
- обробка кріпильних отворів;
- термічна обробка (загартування);
- чорнова шліфовка конструктивно-установочних площин і інших поверхонь;
- термічна обробка (старіння в мастилі);
- напівчистова шліфовка конструктивно-установочних площин і інших поверхонь;
- термічна обробка (старіння в мастилі);
- чистова шліфовка.

Комбінованим методам обробки підлягають заготовки після термічної обробки перед напівчистою шліфовкою, тобто, замість напівчистої шліфовки, термообробки і чистої шліфовки двох площин: Д і Ж, а також двох перпендикулярних до площини Д поверхонь К і Л. Ескізи заготовок наведені на рис. 4.46. і 4.47.

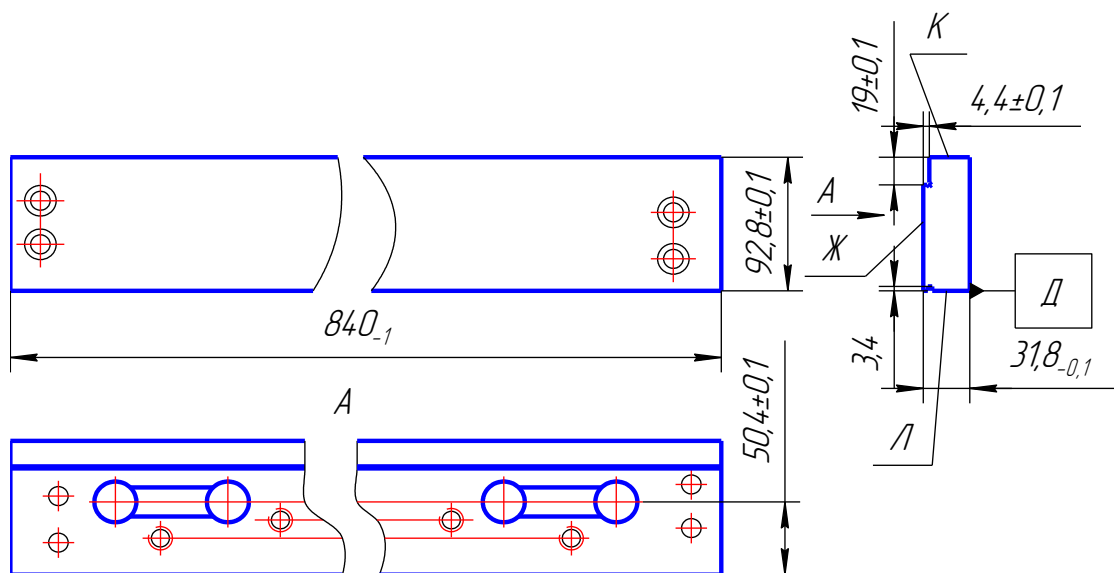


Рисунок 4.46 – Заготовка планки ОММ64.70.00.00.011/23.101 для комбінованої обробки

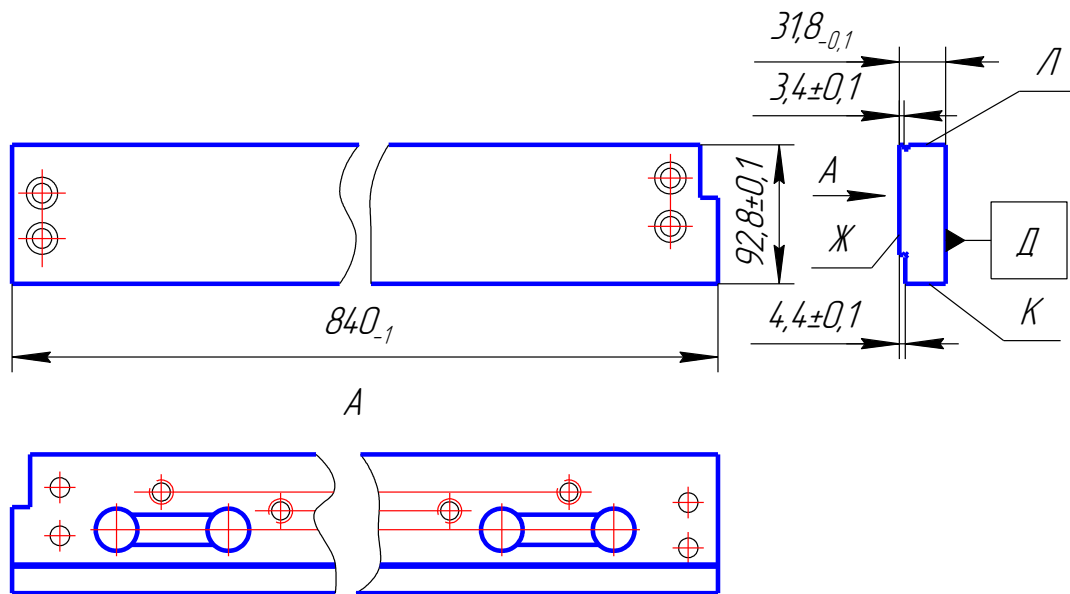


Рисунок 4.47 – Заготовка планки ОММ64.70.00.00.011/24.101 для комбінованої обробки

Обробка проводилась на наступних режимах:  $n = 250$  об/хв,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,4 \div 0,5$  мм; сила притискання індентора – 120 Н, радіус сфери індентора – 1,5 мм.

Першою оброблялась поверхня Ж (в обох деталях). Після зачистки задирок оброблялась поверхня Д, до якої кресленням пред'являлись вимоги відхилення від площинності не більше 0,03 мм, шорсткість  $Ra$  1,25 і відхилення від паралельності між поверхнями Ж і Д не більше 0,05 мм, а також відстань між ними  $31_{-0,1}$  мм.

Обробка площин К і Л проводилась у спеціальному пристрої, який забезпечує їх перпендикулярність до площини Д не більше 0,03 мм.

Всього оброблено три комплекти планок (по два найменування), три комплекти направляючих і три штуки повзунів.

Всі оброблені деталі були перевірені із застосуванням наступних приладів:

1. профілограф-профілометр Talysurf 4, для вимірювання параметрів шорсткості оброблених поверхонь;
2. плита перевірна 1<sup>ого</sup> класу 750×1000 ГОСТ 10905-86;
3. набір щупів 0,02 – 1 мм ГОСТ 882-75 (ТУ2-034-225-87);
4. мікрометри МК25-50, МК50-75 і МК75-100 по ГОСТ 6507-90;
5. переносний прилад для вимірювання шорсткості SURTRONIC 10 фірми Taylor Hobson (вимірювання параметра  $Ra$ ).

Результати вимірювань наведені в табл. 4.17.

Шорсткість оброблених поверхонь набагато перевищує вимоги креслень, що свідчать про можливість підвищення режимів обробки, зокрема, подачі  $1,5 \div 2$  рази, тобто, продуктивності процесу.

Точносні параметри не відрізнялись від зразків, оброблених шліфуванням.



#### 4.10. Рекомендації щодо раціонального використання і удосконалення комбінованого методу обробки

В результаті експериментальних досліджень, а також упровадження у діюче виробництво удосконаленого методу фінішної комбінованої обробки плоских протяжних поверхонь, накопичено певний практичний досвід, що дає можливість надати низку рекомендацій щодо раціонального використання удосконаленого методу з метою забезпечення не тільки отримання високої якості оброблених поверхонь, але й найбільшої економічної ефективності і скорочення часу окупності витрат, пов'язаних з виготовленням (придбанням) комбінованого інструменту.

Пропонуються наступні заходи:

- слід приділити велику увагу підготовці верстата, на якому планується упровадження. Довести до паспортних норми точності і жорсткості, вибрати люфти в механізмах подач, максимально можливо зменшити вібрації;
- забезпечити жорстке закріплення заготовок на столі верстата без пружного деформування з упередженням їх переміщення в площині перпендикулярній до осі обертання комбінованого інструменту;
- приймаючи до уваги, що розроблений комбінований інструмент може встановлюватись на шпинделі в двох положеннях ( $\angle 180^\circ$ ), вибрати те, яке забезпечує мінімальне торцеве биття шпинделю з інструментом;
- при встановленні необхідної глибини різання (товщина видаляемого шару) ніколи не користуватись методом “торкання”. Використовувати виключно методи, наведені у підрозділі 3.1, враховуючи відхилення від площинності поверхонь заготовок, які підлягають обробці ( $t_{max} \leq 0,8$  мм);
- величину подачі на оберт встановлювати, визначаючи її з емпіричної формули:

$$S_{об} = 0,1 \cdot \sqrt{r_g \cdot Ra},$$

де  $S_{об}$  – подача, мм/об;  $r_g$  – радіус сфери вигладжувача, мм, (Табл. 4.2);  $Ra$  – необхідна шорсткість поверхні, яка обробляється, мкм.

Подальше удосконалення удосконаленого комбінованого методу обробки плоских протяжних поверхонь деталей і конструкцій спеціального інструменту для його впровадження полягає у наступному:

- проведення подальших досліджень процесу обробки з визначенням ступеню зміцнення поверхневого шару матеріалу деталей, мікротвердості, структури тощо;
- визначення можливостей створення різноманітних рельєфів на обробленій поверхні заміною копіру і вигладжувача зі сферичною робочою поверхнею на кулькову або роликову;
- дослідження релаксаційних процесів в період часу між чистовим струганням і вигладжуванням з метою оптимізації процесу мінімізації пошкоджень поверхневого шару (“залічування” мікротріщин, зменшення окислювального процесу тощо);
- розробка гами комбінованих інструментів для обробки різноманітних поверхонь різанням і ППД.

Таблиця. 4.17 – Результати перевірки розмірів і шорсткості деталей оброблених комбінованим методом

№ з/п	Номер деталі	Найменування	Матеріал і термообробка	К-ть оброблених дет.	Показники якості обробки				
					Вимоги згідно до креслення		Фактичний результат		
					Розміри	Шорсткість	№ дет.	Розміри	Шорсткість
1.	ОММ64.87.00.00.012	Повзун	СЧ20 ГОСТ 1412-85	3	▧ 0,01Д	Д – Ra 1,25 Г – Ra 1,25	1	▧ 0,008 Д	Д – Ra 0,28; Г – Ra 0,27
							2	▧ 0,01 Д	Д – Ra 0,23; Г – Ra 0,25
							3	▧ 0,006 Д	Д – Ra 0,19; Г – Ra 0,23
2.	ОММ64.30.00.00.022	Комплект напрямних	СЧ20 ГОСТ 1412-85	6	▧ 0,01 Г і Д; ⊥ 0,02 Г до Е; // 0,02 Д до Г	Д, Г і Е – – Ra 1,25	1	▧ 0,005 Г; ▧ 0,008 Д; ⊥ 0,015 Г до Е; // 0,015 Д до Г	Д – Ra 0,08; Г – Ra 0,19; Е – Ra 0,25
							2	▧ 0,008 Г; ▧ 0,010 Д; ⊥ 0,010 Г до Е // 0,010 Д до Г	Д – Ra 0,39; Г – Ra 0,34; Е – Ra 0,26
							3	▧ 0,007 Г; ▧ 0,009 Д; ⊥ 0,012 Г до Е; // 0,015 Д до Г	Д – Ra 0,19; Г – Ra 0,22; Е – Ra 0,32
							4	▧ 0,010 Г; ▧ 0,007 Д; ⊥ 0,015 Г до Е; // 0,01 Д до Г	Д – Ra 0,27; Г – Ra 0,29; Е – Ra 0,34
							5	▧ 0,009Г; ▧ 0,006Д; ⊥ 0,010 Г до Е; // 0,010 Д до Г	Д – Ra 0,24; Г – Ra 0,32; Е – Ra 0,41
							6	▧ 0,010Г; ▧ 0,008 Д; ⊥ 0,008 Г до Е; // 0,010 Д до Г	Д – Ra 0,31; Г – Ra 0,29; Е – Ra 0,28
3.	ОММ64.70.00.00.011/23.101	Планка	Сталь 45 ГОСТ 1050-88 44÷52 HRC <sub>3</sub>	3	▧ 0,03Д ⊥ 0,03 Л і К до Д; // 0,05 Ж до Д	Д – Ra 1,25 Л і Л – Ra 7,5 Ж – Ra 5	1	▧ 0,015 Д; 0,018 Л до Д; 0,010 К до Д; 0,020 Ж до Д	Д – Ra 0,20; Л – Ra 0,42; К – Ra 0,40; Ж – Ra 0,5
							2	▧ 0,010 Д; ⊥ 0,015 Л до Д; ⊥ 0,008 К до Д; // 0,018 Ж до Д	Д – Ra 0,24; Л – Ra 0,32; К – Ra 0,34; Ж – Ra 0,44
							3	▧ 0,020 Д; ⊥ 0,010 Л до Д; ⊥ 0,012 К до Д; // 0,020 Ж до Д	Д – Ra 0,29; Л – Ra 0,38; К – Ra 0,32; Ж – Ra 0,40
4.	ОММ64.70.00.00.011/24.101	Планка	Сталь 45 ГОСТ 1050-88 44÷52 HRC <sub>3</sub>	3	▧ 0,03Д ⊥ 0,03 Л і К до Д; // 0,05 Ж до Д	Д – Ra 1,25 Л і К – Ra 2,5 Ж – Ra 5	1	▧ 0,016 Д; ⊥ 0,009 Л до Д; ⊥ 0,014 К до Д; // 0,015 Ж до Д	Д – Ra 0,32; Л – Ra 0,28; К – Ra 0,40; Ж – Ra 0,32
							2	▧ 0,022 Д; ⊥ 0,012 Л до Д; ⊥ 0,012 К до Д; // 0,018 Ж до Д	Д – Ra 0,28; Л – Ra 0,46; К – Ra 0,30; Ж – Ra 0,38
							3	▧ 0,018Д; ⊥ 0,010 Л до Д; ⊥ 0,012 К до Д; // 0,020 Ж до Д	Д – Ra 0,19; Л – Ra 0,40; К – Ra 0,34; Ж – Ra 0,28

Таблиця 4.2 – Рекомендовані радіуси сферичної частини вигладжувача в залежності від оброблюваного матеріалу і його термообробки

Матеріали	Твердість	Радіус вигладжувача, $r_b$ , мм	Джерело
Загартовані сталі: 20, 45, 40X, ШХ15, Р18, У8, ХВГ, 35ХРС, 18ХГТ, 12Х2Н4А, 15Х, 20ХНМ, 38ХМЮА	HRC, 52-62	1-1,3	[93]
Незагартовані сталі: 45, 40X, 4Х13, ЭИ702, 4Х14Н, 14В2М, 35ХН1М, 50ХФА, 30ХГСА	НВ 180-350	2,5÷3,5	[93]
Алюмінієві сплави: В9, 5Т1, Д1, Д1Т, Д16Т, АК6	НВ 140-180	3,0÷3,5	[93]
Бронзи і латунь: Бр ОФ6,5-0,15; Бр 024С6-6-3; Бр ОС 8-22; Бр АЖ 9-4; ЛС59-1	НВ 100-190	2,5÷3,5	[93]
Загартовані сталі високої твердості	HRC, 58-64	0,5÷1,5	[63]
Загартовані сталі	HRC, 40-58	1,5÷2,5	[63]
Незагартовані сталі	Середня твердість	2,0÷3,0	[63]
Кольорові метали і сплави		2,5÷3,0	[63]
Сталі загартовані	HRC, 50-65	1,3÷2,0	[59]
Сталі загартовані	HRC, 30-50	1,5÷2,0	[59]
Сталі незагартовані	HRC, 20-25	2,0÷2,5	[59]
Чавуни	до НВ 300	2,5÷3,5	[59]

#### 4.11. Проектування удосконалених інструментів для комбінованої обробки різанням і поверхневим пластичним деформуванням

Для забезпечення якісної обробки поверхонь спроектований лезовий інструмент, який може бути застосований для нестационарних умов обробки плоских поверхонь з можливістю забезпечення якості поверхні, яку отримують після фінішної обробки.

Найбільш близьким за сукупністю суттєвих ознак до корисної моделі і обраним як прототип є інструмент для обробки плоских поверхонь, який містить здатну обертатися інструментальну головку [76]. Вказаний спосіб передбачає використання фрезерних ножів змонтованих з можливістю обертатися навколо власної осі в інструментальній головці та навколо осі шпинделя верстата.

На відміну від запропонованої корисної моделі, у інструменті-прототипі пропонується використовувати фрезерні ножі з постійним вильотом формоутворюючих елементів, що призводить до утворення в поверхневому шарі обробленої поверхні розтягуючих напружень.

В запропонованому інструменті для обробки після видалення чистового припуску виконується поверхнєве пластичне деформування, що сприяє зниженню шорсткості і утворенні стискаючих напружень в поверхневому шарі оброблюваної поверхні, вигладжувачі пружно закріплені в корпусі спеціальної фрезерної головки на меншій відстані  $R_1$  від осі спеціальної фрезерної головки порівняно з розташуванням чистових різців на відстані  $R$  від осі спеціальної фрезерної головки та в радіальному напрямку з більшим вильотом  $\delta$  вигладжувачів відносно чистових різців, що забезпечить значне підвищення якості і зносостійкості оброблюваної поверхні.

Приєднувальні розміри шпинделів інструменту є стандартними. Це дозволяє використовувати формоутворюючі елементи різного діаметру з однаковими розмірами хвостовиків. Разом з цим, достатньо жорстка конструкція запропонованого інструменту також позитивним чином впливає на якість обробленої поверхні.

Суть корисної моделі пояснюється на рис. 4.48 і рис. 4.49. На рис. 4.48 показаний інструмент для обробки плоских поверхонь; на рис. 4.49 – траєкторії руху формоутворюючих елементів за два оберти запропонованого інструменту.

Інструмент для обробки плоских поверхонь (рис. 4.48) містить корпус 1, закріплений на шпинделі 10 верстата за допомогою гвинтів 8.

В отворах корпусу 1 розташовані шпинделі 2 інструменту, в яких закріплені спеціальні торцеві фрези 6 з можливістю обертання навколо власної осі і навколо осі шпинделя верстата разом з корпусом 1.

В спеціальних торцевих фрезах 6 встановлені регульовані різці 12 та вигладжувачі 13. На шпинделях 2 інструменту встановлені шестерні 3, які знаходяться в зачепленні з нерухомо закріпленим на пінолі 11 шпинделя верстата з зубчастим колесом 4. При чому зубчасті передачі 9 виконують роль мультиплікатора і змащуються за допомогою спеціальної системи 5 змащування.

Розроблена корисна модель інструменту працює наступним чином.

В той момент, коли шпиндель 10 верстата починає обертатись, обертальний момент через зубчасті передачі 9 (зубчасте колесо 4 і шестерні 3) передається на кожен зі шпинделів 2 інструменту. Зміна передаточного відношення зубчастих передач 9 дозволяє змінювати швидкість обертання шпинделів 2 інструменту. За рахунок переміщення в осьовому напрямку пінолі 11 шпинделя верстата здійснюється встановлення необхідної глибини різання.

Процес обробки відбувається при наявності двох взаємопов'язаних головних рухів: загального колового руху корпусу 1 зі швидкістю обертання шпинделя 10 верстата і додаткової швидкості спеціальних фрезерних головок 6, закріплених в отворах шпинделів 2 інструменту.

Траєкторія руху вигладжувачів 13 однієї спеціальної торцевої фрези 6 інструменту для обробки плоских поверхонь представлено на рис. 4.49 створюючи регулярний мікрорельєф обробленої поверхні.

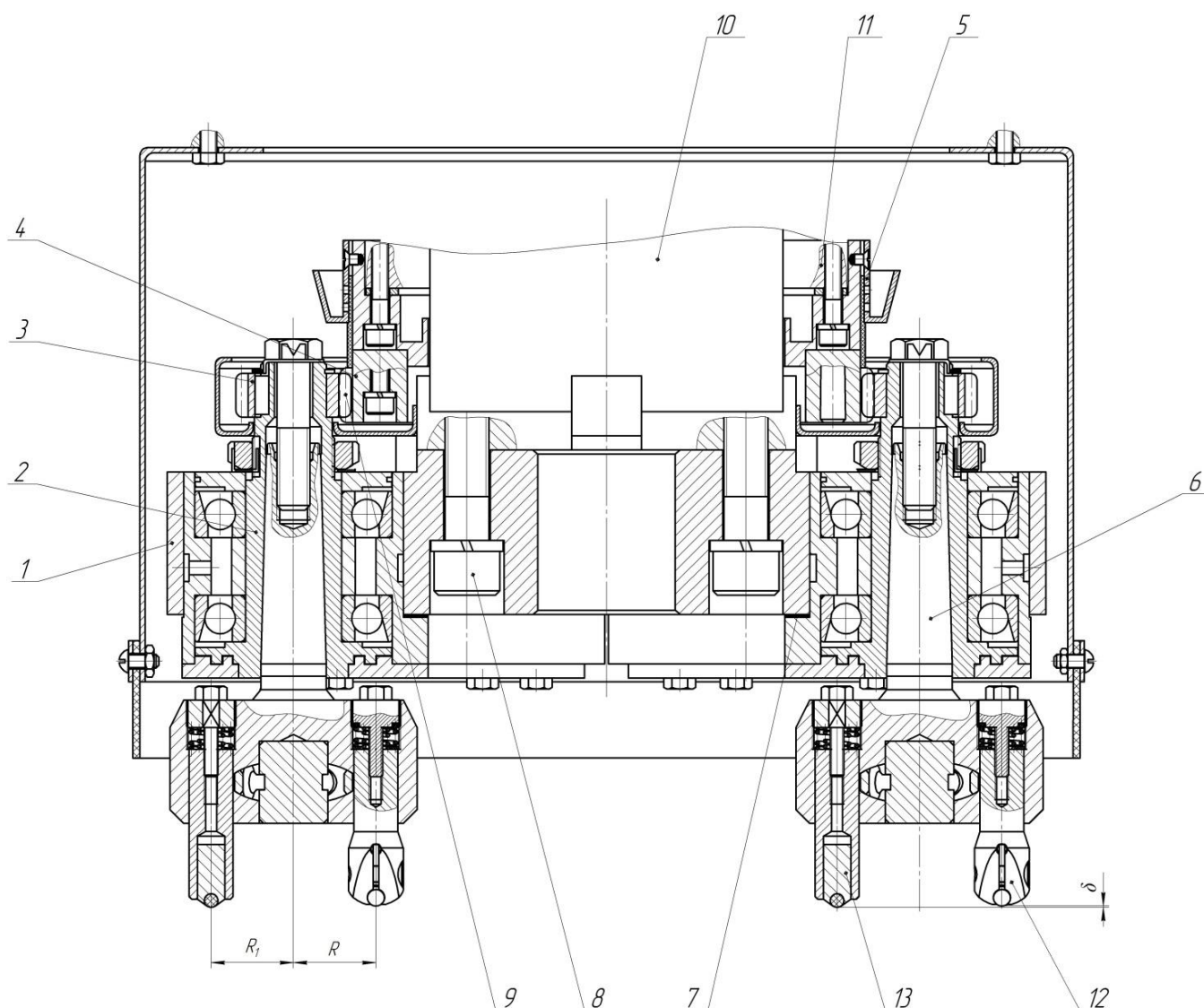


Рисунок 4.48 – Інструмент для обробки плоских поверхонь, який може бути застосований для нестационарних умов обробки плоских поверхонь деталей

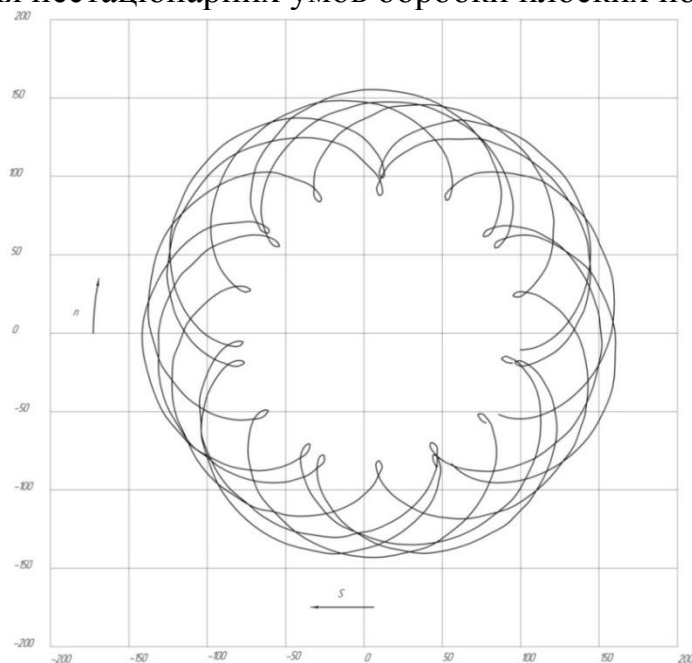


Рисунок 4.49 – Траєкторії руху формуючих елементів інструменту

Розроблений лезовий інструмент, який може бути застосований для нестационарних умов обробки плоских поверхонь, з можливістю забезпечення якості поверхні, яку отримують після фінішної обробки.

Інструмент забезпечує високошвидкісну обробку матеріалів зі змінною швидкістю різання і змінною товщиною стружки. Призначений для обробки загартованих поверхонь, а також поверхонь деталей з чавуну та інших твердих матеріалів. Максимальна кількість обертів головного шпинделя збільшується через планетарний механізм в 5 разів і може досягати на верстаті мод. 6P12 вісім тисяч обертів за хвилину. Інструмент налічує 36 формоутворюючих елементів у вигляді круглих пластинок діаметром 7 мм з Гексаніту-Р.

Регулювання вильоту формоутворюючих елементів і їх закріплення здійснюється за допомогою спеціального механізму за патентом України на винахід №94158 «Пристрій для регулювання вильоту формоутворюючого елемента», В23С 9/00, В23С 7/00.

На рис. 4.50 представлена розроблена авторами конструкція різального інструмента для реалізації способів обробки плоских поверхонь деталей і мінімізації негативних факторів нестационарного різання. Зібраний торцевий багатолезовий інструмент з планетарним рухом формоутворюючих елементів був досліджений на холостому ході.



Рисунок 4.50 – Встановлення фрези у шпинделі вертикально-фрезерного верстата 6P12

Авторами науково-дослідної роботи розроблено торцевий інструмент для обробки плоских поверхонь деталей з нежорстких заготовок (рис. 4.51). Інструмент забезпечує обробку фрезеруванням відповідно до способу обробки різанням нежорстких деталей, згідно з патентом України на винахід №93641, В23Р 13/00.

Обробка здійснюється з урівноваженням складової  $P_y$  сили різання із застосуванням головного кута в плані формоутворюючих елементів більше 90 градусів.



Рисунок 4.51 – Розроблена конструкція торцевого інструменту для обробки плоских поверхонь деталей з нежорстких заготовок

Інструмент налічує 8 формоутворюючих елементів, регулювання вильоту і закріплення яких здійснюється за патентом України на винахід №94158 «Пристрій для регулювання вильоту формоутворюючого елемента», В23С 9/00, В23С 7/00.

#### **4.12. Розробка способу плоского фрезерування широких площин**

При обробці широких площин деталей торцевим фрезеруванням в більшості випадків обробка виконується фрезами, які мають менший діаметр ніж ширина оброблюваних поверхонь [149]. Це викликає необхідність обробки за декілька проходів, що збільшує машинний час обробки. Обробка за декілька проходів призводить також до того, що після окремих проходів залишається перепад площин, що оброблюються, тобто до значних похибок обробки.

Відома торцева фреза для обробки широких площин, що містить закріплені за допомогою гвинтів циліндричні різальні вставки [150]. При цьому діаметр фрези більше від ширини поверхні, що оброблюється фрезою, але при цьому фреза має більший діаметр ніж поверхня, що фрезерується, що призводить до необхідності використання торцевих фрез великих габаритів та ваги. При цьому за рахунок збільшених відстаней розміщення різальних ножів відносно осі фрези виникають підвищені деформації корпусу фрези, а це в свою чергу також збільшує похибки обробки.

Найбільш близьким за сукупністю суттєвих ознак до винаходу і вибраний як прототип є агрегатна фрезерна головка [151], що містить щонайменше дві фрези, встановлені на шпинделях з паралельними осями, при цьому осі шпинделів розташовані в одній площині, перпендикулярній напрямую робочого переміщення інструмента, причому фрези установлені одна відносно одної таким чином, що різальні ножі однієї фрези розташовані в проміжках між ножами іншої.

Запропонована конструкція агрегатної фрезерної головки дозволяє виконувати фрезерування одночасно декількома фрезами, при цьому діаметри фрез менше ширини оброблюваних поверхонь, але за рахунок перекриття діаметрів є можливість обробки широких площин та збільшити продуктивність обробки за рахунок збільшення кількості ножів, які одночасно приймають участь у різанні.

Недоліком відомої конструкції є те, що одночасна участь у різанні щонайменше двох торцевих фрез викликає підвищені силові навантаження в процесі фрезерування, що негативно впливає на якість обробки. Крім цього, пред'являються жорсткі вимоги щодо точності взаємного розташування одночасно працюючих торцевих фрез, але враховуючи те, що завжди фрези мають похибки базування та закріплення – це призводить до утворення неточності розташування площин, що оброблюються окремими торцевими фрезами. Крім цього, у результаті перекриття декількох фрез при обробці широких площин на ділянках деталей, де є перекриття площин мікрогеометрія поверхні буде відрізнятися від мікрогеометрії інших ділянок оброблюваної деталі. Агрегатна фрезерна головка складається з декількох фрез з паралельними осями визначених діаметрів, що не дозволяє її регулювати в залежності від ширини оброблюваної деталі та створювати раціональні умови формування поверхневого шару.

В основу винаходу поставлено задачу підвищення продуктивності та якості способу плоского фрезерування широких площин, за яким видалення припуску на обробку здійснюють торцевими фрезами, встановленими на шпинделях з паралельними осями, при чому одна чи декілька торцевих фрез закріплені в додаткових шпинделях встановлених у водилі, яке закріплено у шпинделі верстата і виконує обертальний рух, а фрези встановлені в додаткових шпинделях, з'єднаних за допомогою зубчастих колес з нерухомо закріпленим на корпусі шпинделя зубчастим колесом, здійснюють обертальний планетарний рух відносно заготовки.

Причинно-наслідковий зв'язок між запропонованими ознаками та очікуваним технічним результатом визначається наступним.

Розташування одної чи декількох торцевих фрез встановлених в шпинделях з паралельними осями у водилі, яке закріплюється у шпинделі верстата дає можливість надати додатковим шпинделям та фрезам обертальний рух відносно заготовки. Радіус розташування додаткових шпинделів повинен перевищувати половину ширину деталі при симетричному розташуванні заготовки відносно осі шпинделя верстата. При цьому процес обробки може здійснюватись однією чи декількома торцевими фрезами значно меншого діаметра ніж при звичайних процесах фрезерування і дає можливість підвищити продуктивність обробки, за



рахунок менших діаметрів фрез та зменшити їх деформації в процесі фрезерування та виключити похибки базування та закріплення фрез що забезпечує підвищення якості обробки. Закріплення на додаткових шпинделях зубчастих колес, які зачеплені з нерухомо закріпленим на корпусі шпинделя зубчастим колесом, при обертанні водила дає можливість передавати обертальний рух додатковим шпинделям з закріпленими в них торцевим фрезам. Конструкція водила дає можливість розміщувати в ньому декілька торцевих фрез необхідного діаметра в залежності від ширини фрезерування, а зміна діаметрів зубчастих колес, які здійснюють планетарний рух відносно нерухомо закріпленого колеса дозволяє регулювати швидкість обертання фрез та необхідний радіус їх розташування. Крім всього за рахунок планетарного розміщення додаткових шпинделів є можливість значного підвищення швидкості процесу фрезерування по відношенню до швидкості обертання шпинделя, що також сприяє збільшенню продуктивності та якості обробки.

На рис. 4.52 представлена схема кінематики процесу плоского фрезерування запропонованим способом; на рис. 4.53 – схема способу плоского фрезерування широких площин; на рис. 4.54 – загальний вигляд фрезерної головки з однією торцевою фрезою; на рис. 4.55 – загальний вигляд водила з встановленими додатковими шпинделями та торцевими фрезами.

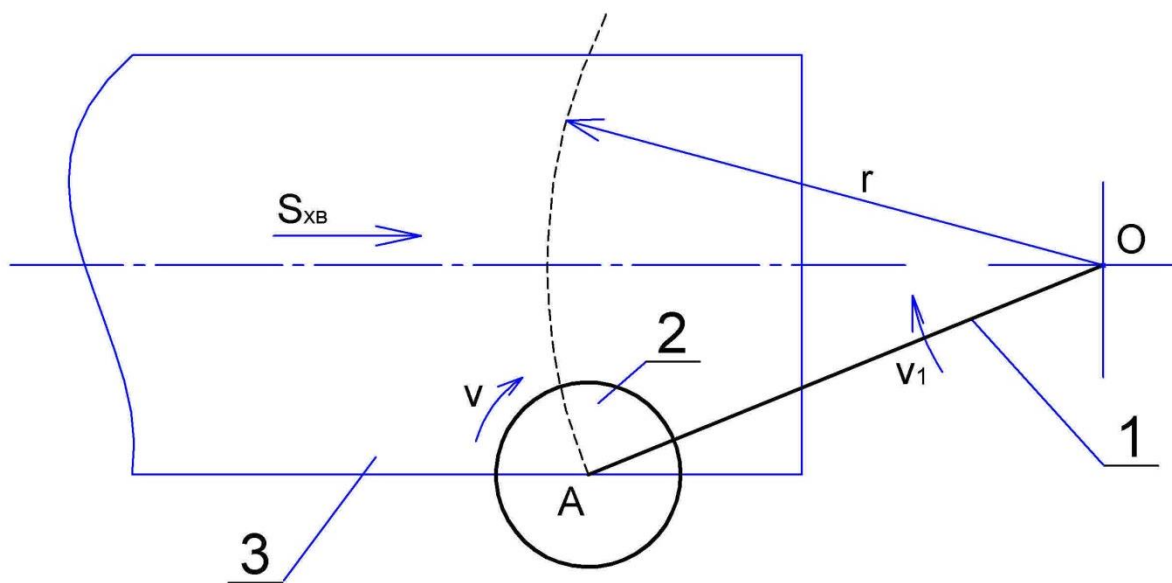


Рисунок 4.52 – Схема кінематики процесу плоского фрезерування запропонованим способом

Згідно запропонованого способу рис. 4.52 водило 1 обертається відносно осі  $O$  шпинделя верстата зі швидкістю  $V_1$ , а торцева фреза 2, яка закріплена в додатковому шпинделі на відстані  $r$  від осі  $O$ , обертається відносно осі  $A$  зі швидкістю різання  $V$ , заготовка робить прямолінійно-поступовий рух зі швидкістю хвилинної подачі  $S_{XB}$ .

За схемою способу плоского фрезерування широких площин рис. 4.53 в шпинделі 4 верстата закріплена оправка 5, до якої жорстко приєднане водило 1, в якому розміщені додаткові шпинделі 6, в яких установлені торцеві фрези 2 з різальними ножами 7. До додаткових шпинделів 6 приєднані зубчасті колеса 8, які зчеплені з нерухомо закріпленим відносно корпусу шпинделя зубчастим колесом 9.

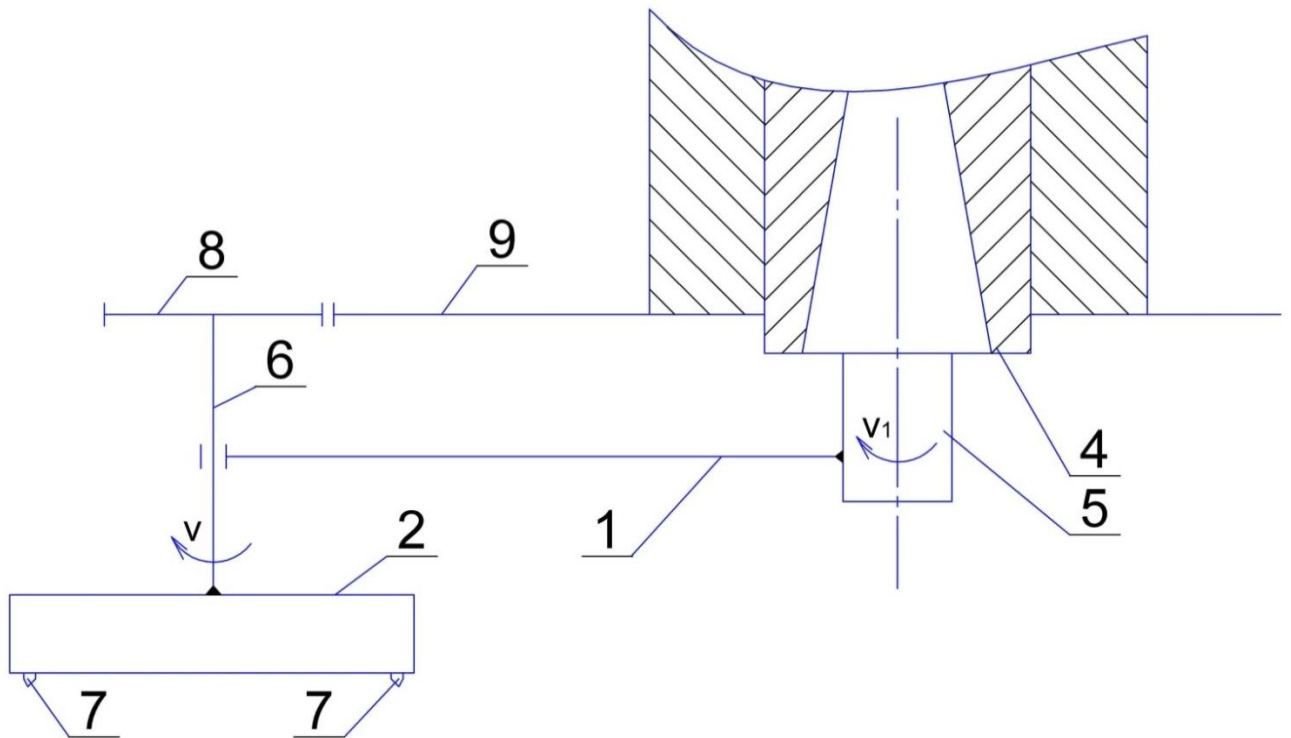


Рисунок 4.53 – Схема способу плоского фрезерування широких площин

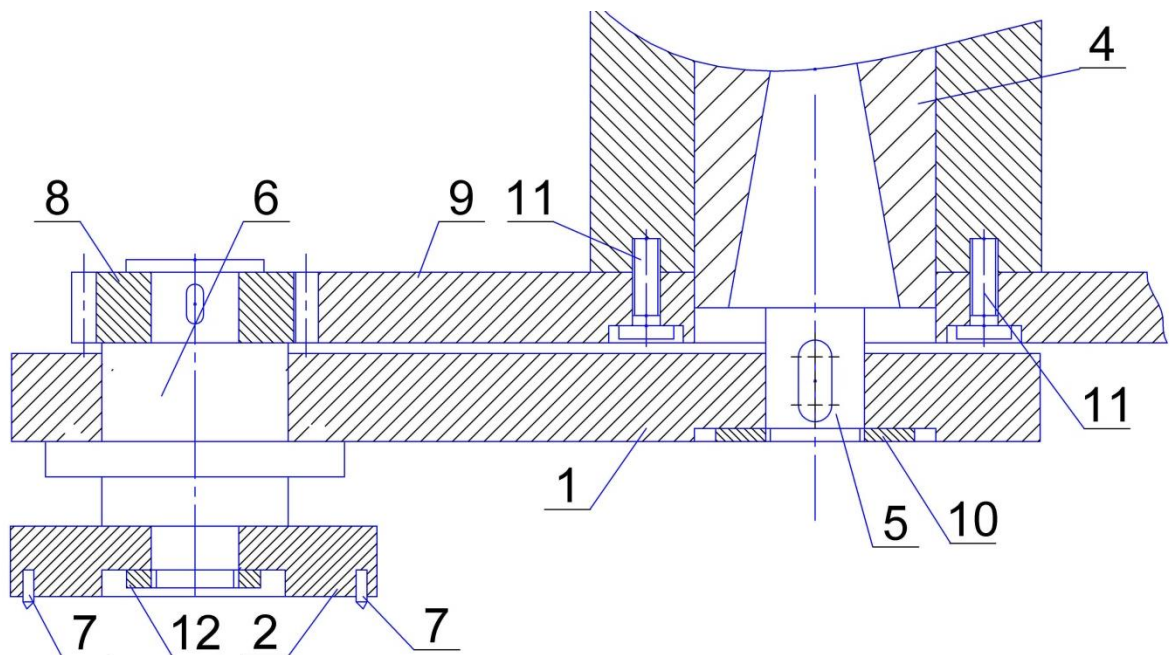


Рисунок 4.54 – Загальний вигляд фрезерної головки з однією торцевою фрезою

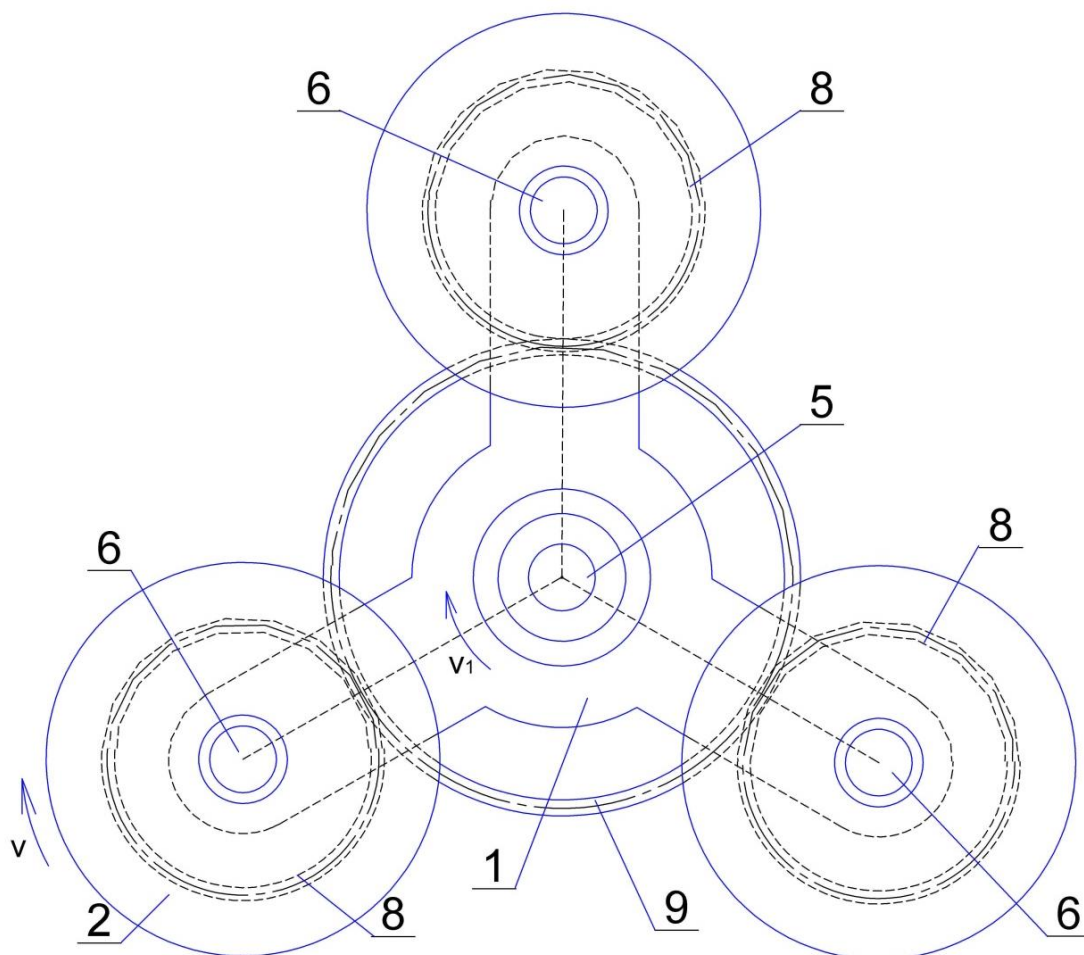


Рисунок 4.55 – Загальний вигляд водила з встановленими додатковими шпинделями та торцевими фрезами

Фрезерна головка (рис. 4.54) для здійснення способу обробки складається з оправки 5, яка закріплена в шпинделі 4 верстата. На оправці 5 закріплюється гайкою 10 водило 1, в якому установлені додаткові шпинделі 6. На осях додаткових шпинделів 6 розміщуються зубчасті колеса 8, які зчеплені з нерухомо закріпленому гвинтами 11 відносно корпусу шпинделя зубчастим колесом 9. До осей додаткових шпинделів 6 за допомогою гайки 12 приєднані торцеві фрези 2 з різальними ножами 7.

Для закріплення декількох торцевих фрез (рис. 4.55) водило 1 нерухомо закріплене на оправці 5 може мати складну форму з розміщенням декількох додаткових шпинделів 6 на яких закріплюються торцеві фрези 2 та зубчасті колеса 8, які зчеплені з нерухомо закріпленому відносно корпусу шпинделя зубчастим колесом 9.

Плоске фрезерування широких площин здійснюється таким чином.

При обертанні шпинделя 4 обертальний момент від встановленої в шпинделі оправки 5 передається закріпленому на ній водилу 1, яке обертається відносно осі шпинделя 4 зі швидкістю  $V_1$ . При обертанні водила 1 встановлені в додаткових шпинделях 6 зубчасті колеса 8 зчеплені з нерухомо закріпленим

відносно корпусу шпинделя колесом 9 примушують обертатися осі додаткових шпинделів 6 з частотою, яка перевищує частоту обертання водила на величину відношення числа зубців нерухомого колеса 9 до числа зубців зубчастих колес 8. Обертальний момент від додаткових шпинделів 6 передається закріпленим на них торцевим фрезам 2, які обертаються зі швидкостями  $V$ . Заготовка 3 оброблюваної деталі робить поступально-прямолінійний рух зі швидкістю хвилинної подачі  $S_{XB}$ , а торцеві фрези 2 роблять планетарний рух зі швидкістю  $V_1$  та здійснюють процес різання зі швидкістю  $V$ . Розташування торцевих фрез 2 на відстані  $r$  від осі шпинделя 4 дозволяє здійснювати безперервний процес обробки широких площин фрезами відносно малого діаметру, що підвищує продуктивність обробки, а зменшення габаритів фрез дозволяє зменшити їх осьові деформації та підвищити якість обробки.

#### **4.13. Розробка конструкції торцевої фрези для одночасної обробки паралельних площин деталей**

Одним із шляхів інтенсифікації металообробки є вдосконалення різальних інструментів шляхом створення комбінованих конструкцій для одночасної обробки декількох поверхонь, що дозволяє багатократно знизити трудомісткість виготовлення деталей, збільшити продуктивність обробки та зменшити собівартість [19].

Відома конструкція торцевої фрези, яка складається із двох співвісних встановлених корпусів – зовнішнього та внутрішнього з закріпленими на них за допомогою гвинтів відповідно чорновими та чистовими ножами. При цьому зовнішній корпус виконаний у вигляді кільця і встановлений на внутрішньому, виконаному у вигляді ступиці, з можливістю повороту.

Дана торцева фреза має збірну конструкцію, яка складається із співвісних корпусів, в яких розміщені різальні ножі, з можливістю повороту один відносно одного для зміни величини подачі чорнових ножів відносно чистових. Однак, дана торцева фреза дозволяє обробити одну плоску поверхню, та не дозволяє здійснити одночасну обробку паралельних площин. Крім цього аналог не передбачає можливість широкого регулювання діаметральних розмірів фрези та врахування взаємного розташування паралельних площин, а кутовий поворот зовнішнього кільця фрези відносно внутрішнього не дозволяє регулювати динамічні характеристики процесу фрезерування при одночасній обробці паралельних площин.

Найбільш близькою за сукупністю суттєвих ознак до корисної моделі, вибраним, як найближчий аналог, є комбінована торцева фреза, нижня частина якої має конусну форму і призначена для обробки нижньої площини обробки, а верхня частина комбінованої фрези має циліндричну форму і призначена для обробки верхньої площини. При цьому осьове розташування нижнього корпусу і верхнього корпусу фрези вибирається у залежності від осьового розташування двох паралельних площин, які оброблюються, а діаметральні розміри нижнього і верхнього корпусів фрези виконуються відповідно до радіального взаємного розташування паралельних площин, які необхідно обробити [20].

Недоліком наведеної конструкції є неможливість налаштування фрези у залежності від широкої номенклатури поверхонь з різним осьовим і радіальним розташуванням, які необхідно одночасно обробити. Крім всього, процес одночасного торцевого фрезерування двох паралельних поверхонь супроводжується значними динамічними нерівномірностями процесу фрезерування, але в конструкції фрези відсутня можливість впливу на взаємне розташування двох частин фрези, що негативно впливає на якість оброблених поверхонь.

Спільними суттєвими ознаками фрези – прототипу і фрези – винаходу є два співвісно встановлені корпуси з закріпленими на них різальними елементами.

Але, на відміну від фрези – винаходу, у фрезі – прототипі відсутня можливість регулювання взаємного розташування корпусів, що не дозволяє здійснювати обробку паралельних поверхонь з різним взаємним розташуванням. Жорсткий зв'язок двох корпусів фрези дає можливість обробки двох паралельних поверхонь тільки одного типорозміру, що обмежує можливості їх використання.

Крім того, циклічний процес входження різальних елементів в різання та їх вихід із зони різання викликає змінні деформації технологічної системи. Процес обробки паралельних площин ускладнюється тим, що при одночасній участі в різанні різальних елементів, які установлені в нижній корпус фрези, та у верхній зростають сумарні сили різання та деформації технологічної системи, збільшується ймовірність виникнення шкідливих автоколивань та виникнення резонансних явищ, які негативно впливають на якість обробки.

Таким чином, суттєвим недоліком фрези прототипу є низька якість одночасної обробки паралельних поверхонь.

В основну винаходу поставлено задачу вдосконалення торцевої фрези, що містить два співвісно встановлених корпуси з закріпленими на них різальними елементами, шляхом того, що змінний зовнішній корпус торцевої фрези та змінний внутрішній корпус приєднані гвинтами до опори, яка гвинтами приєднана до шпинделя верстата, а у зовнішньому корпусі торцевої фрези в циліндричних отворах закріплені різальні елементи, що регулюються в осьовому напрямі гвинтами та закріплені клино-гвинтовими механізмами, а у внутрішньому корпусі розміщені рухомі в радіальному напрямі напрямні, в яких закріплені за допомогою клино-гвинтових механізмів різальні елементи, які регулюються в осьовому напрямі гвинтами, при цьому радіальне розташування рухомих з різальними елементами напрямних регулюється гвинтами відносно центральної оправки, яка встановлена у внутрішньому корпусі торцевої фрези, рухомі напрямні відносно внутрішнього корпусу закріплюються кришкою, яка притискається до корпусу гвинтами, при цьому зовнішній корпус торцевої фрези може повертатися відносно внутрішнього корпусу і закріплюватись відносно опори гвинтами, що забезпечить підвищення якості одночасної обробки паралельних площин.

У зовнішньому корпусі фрези встановлені різальні елементами, які оброблюють верхню площину деталей, при цьому базування зовнішнього корпусу відносно опори здійснюється за значно більшим діаметром, ніж діаметр шпинделя

верстата, що підвищує точність базування, а деформації під дією сил різання сприймаються зовнішнім корпусом фрези та опорою, що підвищує жорсткість конструкції та точність обробки верхньої площини.

Внутрішній корпус фрези в якому закріплені різальні елементи, які формують нижню площину паралельної поверхні, базуються та підналагоджуються в радіальному напрямі відносно центральної оправки що дозволяє обробляти відкриті та закриті поверхні різних розмірів, а надійне базування в осьовому напрямі відносно жорсткої опори – забезпечити мінімальні деформації та високу якість обробки.

Крім того зовнішній корпус і внутрішній є змінними, що дозволяє виконати обробку паралельних площин різного осьового та радіального розташування.

Для забезпечення безвібраційного різання паралельних площин за рахунок повороту зовнішнього корпусу відносно нерухомої опори, в якій закріплено внутрішній корпус досягається можливість мінімізації пікових навантажень при обробці, усунення резонансних частот та автоколивань, що підвищить якість обробки деталей різних розмірів та з різними фізико-механічними властивостями.

На рис. 4.56 представлений вид торцевої фрези зі сторони закріплених різальних елементів; на рис. 4.57 – переріз торцевої фрези; на рис. 4.58 – вид торцевої фрези зі сторони шпинделя верстата.

Торцева фреза складається із двох співвісно встановлених зовнішнього корпусу 3 та внутрішнього корпусу 14 з закріпленими в них відповідно різальними елементами 4 та 8. Зовнішній корпус 3 торцевої фрези та внутрішній корпус 14 приєднані до опори 1 відповідно гвинтами 2 та гвинтами 17. Опора 1 приєднана до шпинделя верстата гвинтами 16. У зовнішньому корпусі 3 торцевої фрези в циліндричних отворах закріплені різальні елементи 4, що регулюються в осьовому напрямі гвинтами 13 та закріплені клинами 19 за допомогою гвинтів 18 та пружин 20. У внутрішньому корпусі 14 торцевої фрези розміщені рухомі в радіальному положенні напрямні 9, в яких закріплені за допомогою клинів 6 та гвинтів 7 різальні елементи 8, які регулюються в осьовому напрямі гвинтами 5. Радіальне розташування рухомих з різальними елементами 8 напрямних 9 регулюється гвинтами 11 відносно центральної оправки 12, яка встановлена у внутрішньому корпусі 14 торцевої фрези та закріплена гвинтом 15. Рухомі напрямні 9 закріплюються відносно внутрішнього корпусу 14 кришкою 10, яка притискається до корпусу 14 гвинтами 21. Зовнішній корпус 3 торцевої фрези може повертатися відносно внутрішнього корпусу 14 по пазам 22 і закріплюватись відносно опори 1 гвинтами 2.

На рис. 4.56 зображено вид торцевої фрези зі сторони закріплених різальних елементів. Різальні елементи 4 розташовані в циліндричних отворах зовнішнього корпусу 3 та закріплені клинами 19 за допомогою гвинтів 18, а попереднє підтискання клинів до різальних елементів 4 здійснюють пружини 20.

На рис. 4.57 зображено переріз торцевої фрези А-А. Опора 1 торцевої фрези закріплена відносно шпинделя верстата гвинтами 16. До опори 1 приєднуються зовнішній корпус 3 та внутрішній корпус 14 за допомогою гвинтів відповідно 2 та 17. В зовнішньому корпусі 3 та внутрішньому корпусі 14 встановлені різальні

елементи відповідно 4 та 8. Різальні елементи 4 можуть регулюватися в осьовому напрямі гвинтами 13. Різальні елементи 8 розташовані під кутом до осі фрези та закріплені відносно рухомих напрямних 9 внутрішнього корпусу 14 клинами 6 за допомогою гвинтів 7. Регулювання осьового положення різальних елементів 8 здійснюється гвинтами 5. В радіальному напрямі різальні елементи 8 можуть переміщуватись при переміщенні рухомих напрямних 9, які регулюються за допомогою гвинтів 11 відносно оправки 12, яка встановлена в циліндричному отворі внутрішнього корпусу 14 фрези та закріплена відносно нього гвинтом 15. Закріплення рухомих напрямних 9 з різальними елементами 8 відносно внутрішнього корпусу 14 здійснюється кришкою 10, яка притискається до корпусу 14 гвинтами 21.

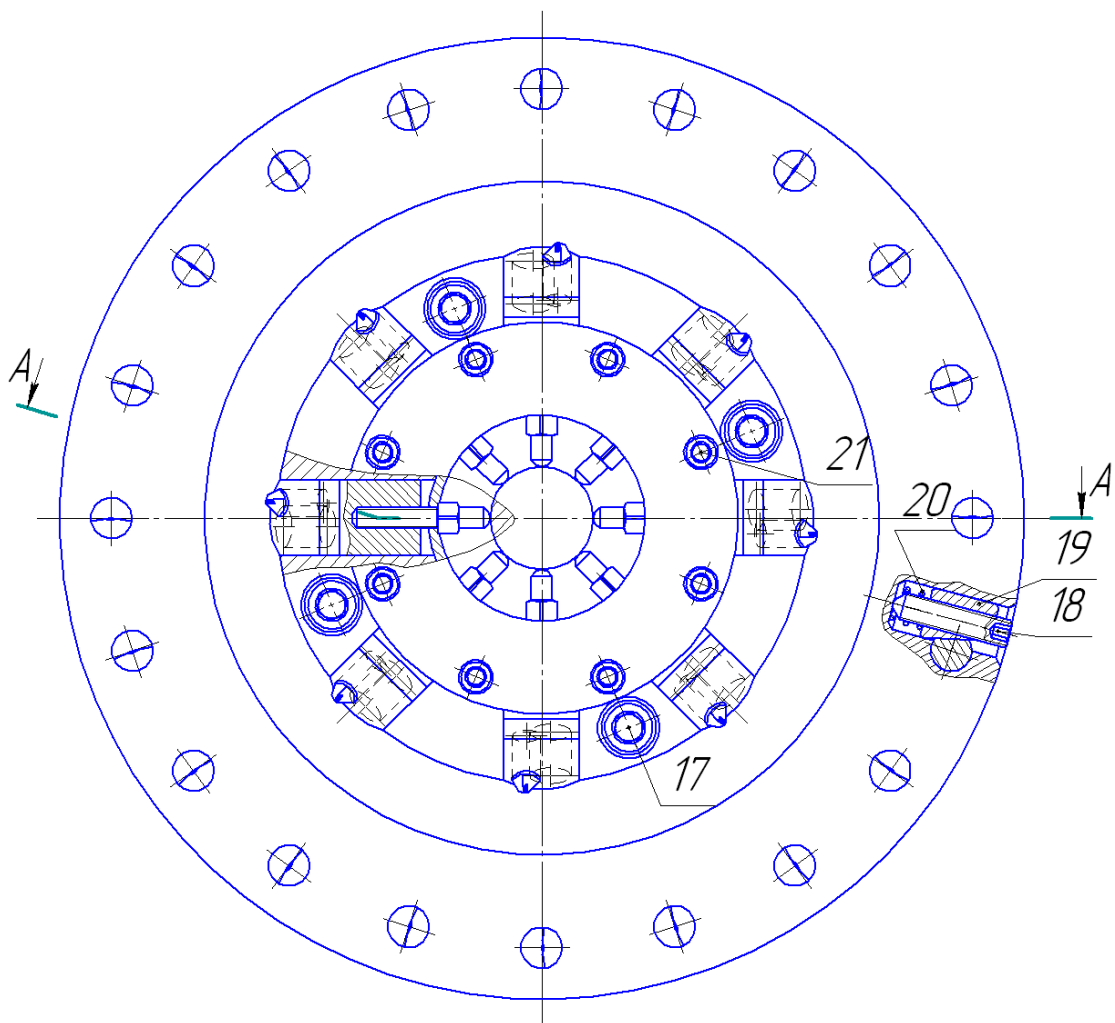


Рисунок 4.56 – Вид торцевої фрези зі сторони закріплених різальних елементів

На рис. 4.58 зображено вид (вид Б) торцевої фрези зі сторони шпинделя верстата: зовнішній корпус фрези може повертатися відносно опори шляхом повороту по пазам 22 з подальшим закріпленням гвинтами 2.

Торцева фреза працює таким чином.

При обертанні фрези відносно своєї осі та надання руху заготовці, яка потребує обробки паралельних площин, в процесі різання одночасно приймають участь різальні елементи зовнішнього та внутрішнього корпусів, які мають необхідне осьове та радіальне розташування відповідно до форми деталі, яка обробляється.

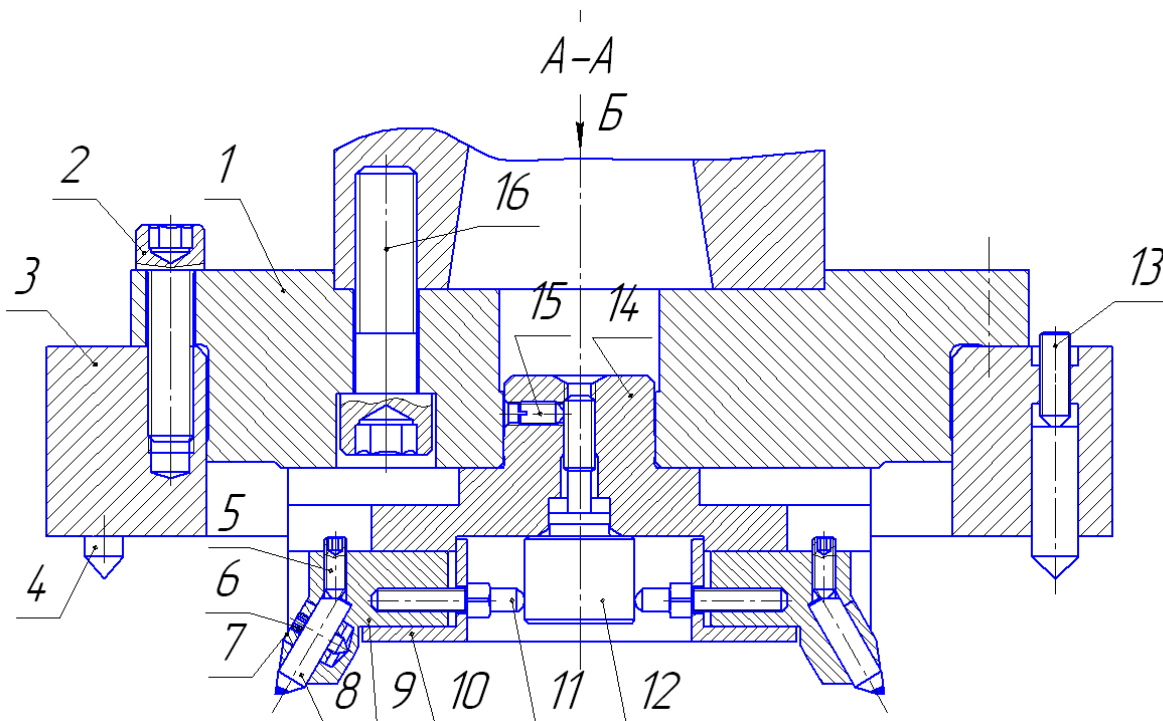


Рисунок 4.57 – Переріз торцевої фрези

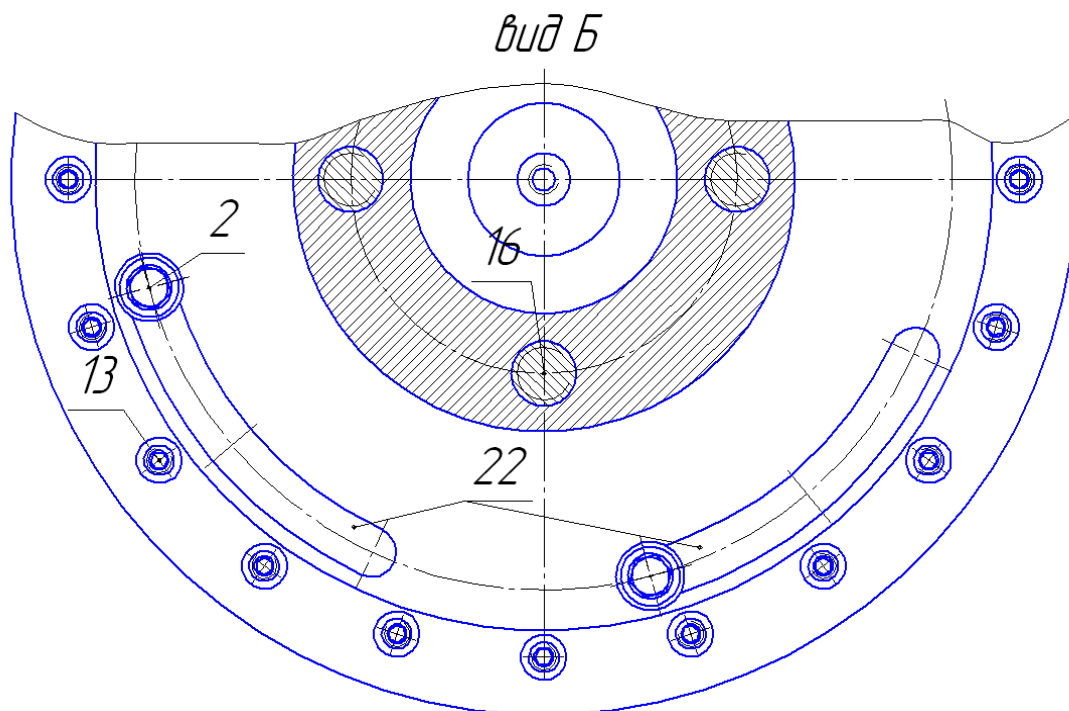


Рисунок 4.58 – Вид торцевої фрези зі сторони шпинделя верстата



Заміни різальних елементів у процесі зношування відбувається шляхом розкріплення клино-гвинтових механізмів, підлаштуванням необхідного положення різальних елементів за допомогою гвинтів регулювання. У разі необхідності обробки деталей різного розміру та різного радіального та осевого розташування площин, що оброблюються, конструкція фрези передбачає можливість заміни зовнішнього корпусу та встановлення корпусу іншого діаметру, а також підналагодження радіального розташування різальних елементів внутрішнього корпусу, а у разі необхідності також встановлення внутрішнього корпусу іншого діаметру.

При великих динамічних нерівномірностях процесу фрезерування зовнішній корпус може повертатися відносно внутрішнього, що дає можливість змінювати кути входу різальних елементів в різання та виходу із зони різання різальних елементів, що дозволяє усунути автоколивання та підвищить якість обробки деталей різних розмірів та з різними фізико-механічними властивостями.

#### **4.14. Розробка способу плоского фрезерування для забезпечення зменшення складових сили різання і деформацій фрези**

Винахід відноситься до металообробки і може бути застосований при обробці плоских поверхонь деталей, деталей малої жорсткості та заготовок з великими припусками.

Найбільш близьким за сукупністю суттєвих ознак до винаходу і вибраний як прототип є спосіб плоского фрезерування [152].

Спільними суттєвими ознаками до винаходу і обраним за найближчий аналог є спосіб плоского фрезерування, при якому видалення припуску здійснюють по чергово основними і додатковими різальними кромками, які відстоять в радіальному напрямі на величину, що перевищує подачу на зуб по відношенню до вершин основних різальних кромок.

Додаткові різальні кромки, за рахунок збільшеного радіального розташування, першими вступають в різання та зрізають частину припуску в області вершин основних різальних кромок. Це дозволяє виключити із процесу різання найбільш навантажену частину різальних кромок – вершину і підвищити продуктивність обробки.

Але на відміну від заявленого винаходу, у аналозі передбачено, що додаткові різальні кромки розташовуються у площині, яка перпендикулярна площині обробки, яка проходить через вершину двох основних різальних кромок. Це призводить до того, що одна основна різальна кромка зрізає метал в умовах вільного різання, а друга – в умовах не вільного. Різні умови різання основними різальними кромками призводять до неоднакових характеристик зношування та зміни їх геометричних параметрів в процесі зношування, що викликає коливання сил різання під час обробки і негативно впливає на продуктивність та якість.

При обробці металу за способом передбаченим у аналога нестабільність припуску призводить до коливань осевої сили різання  $P_Y$  при різанні основними різальними кромками, які розташована на найбільшій відстані від обробленої

поверхні, що буде нестабільно деформувати фрезу у напрямі її дії та негативно впливати на якість обробленої поверхні.

В основу винаходу поставлено задачу вдосконалення способу плоского фрезерування, за яким видалення припуску на обробку здійснюють почергово основними та додатковими різальними кромками інструмента, з розміщенням додаткових різальних кромок в площині, перпендикулярній до площині обробки, в осьовому напрямі – на найбільшій відстані від торця фрези, а в радіальному напрямі – з перевищенням радіального розташування основних різальних кромок на величину подачі на зуб, при цьому формування обробленої поверхні здійснюють додатковими різальними кромками, а зрізання більшої частини припуску здійснюють основними різальними кромками, які утворюють з площиною обробки кут  $90^\circ$ , що забезпечить підвищення якості та продуктивності обробки.

Додаткові різальні кромки, які знімають меншу частину припуску і розміщені в осьовому напрямі з найбільшим вильотом відносно основних різальних кромок за рахунок того, що в радіальному напрямі мають також найбільший виліт відносно основних різальних кромок, вступають в різання перші і за рахунок того, що розміщені в площині перпендикулярній до площини обробки, осьова сила  $P_Y = 0$  не буде деформувати корпус фрези в осьовому напрямі.

Основні різальні кромки, які зрізають переважну частину припуску, утворюють з площиною обробки кут  $90^\circ$  і зрізають припуск в умовах вільного різання, що зменшує деформацію стружки і, як наслідок, сили різання, які діють на основні різальні кромки. Зрізання переважної частини припуску в умовах вільного різання буде вести до зменшення сумарної сили різання, що дає змогу підвищити продуктивність обробки. При різанні основними різальними кромками з головним кутом у плані  $90^\circ$  осьова сила різання також буде дорівнювати нулю, що дає змогу зменшити деформації фрези в осьовому напрямі та оброблюваної деталі і підвищити якість обробки. Особливо важливі умови стабільної обробки при коливаннях сумарного припуску, тому при його коливаннях додаткові різальні кромки будуть працювати в умовах стабільного різання, а зміна величини припуску на основні різальні кромки буде викликати зміну колової сили різання та не буде впливати на осьову силу різання, що буде гарантувати незмінну якість обробки.

Таким чином, забезпечується підвищення якості та продуктивності обробки. На рис. 4.59 представлена схема різання додатковими різальними кромками фрези, на рис. 4.60 – схема різання основними різальними кромками фрези, на рис. 4.61 – фреза у розрізі.

Згідно запропонованого способу платівки 1 (рис. 4.59) з додатковими різальними кромками 2, розташованими в площині перпендикулярній площині обробки 3 з найбільшим вильотом в осьовому напрямі, видаляють шар 4 товщиною  $a_D = S_D$  та шириною  $b_D = t_D$ , при цьому додаткові різальні кромки розміщені в радіальному напрямі на найбільшій відстані від осі фрези з радіусом  $r_1$ , а платівки 5 рис. 4.60 з основними різальними кромками 6 з головним кутом у

плані  $90^\circ$  розміщені в радіальному напрямі на меншій відстані від осі фрези радіусом  $r_2$  видаляють шар 7 товщиною  $a_0 = S_0$  та шириною  $b_0 = t_0$ , при цьому  $t_0 \gg t_d$ .

Фреза (рис. 4.61) для здійснення способу обробки складається з циліндричного корпусу 8, у якому за допомогою затискного гвинта 9 у пазах корпусу закріплюються платівки 1 з додатковими різальними кромками та клино-гвинтовим механізмом 10 закріплені платівки 5 з основними різальними кромками.

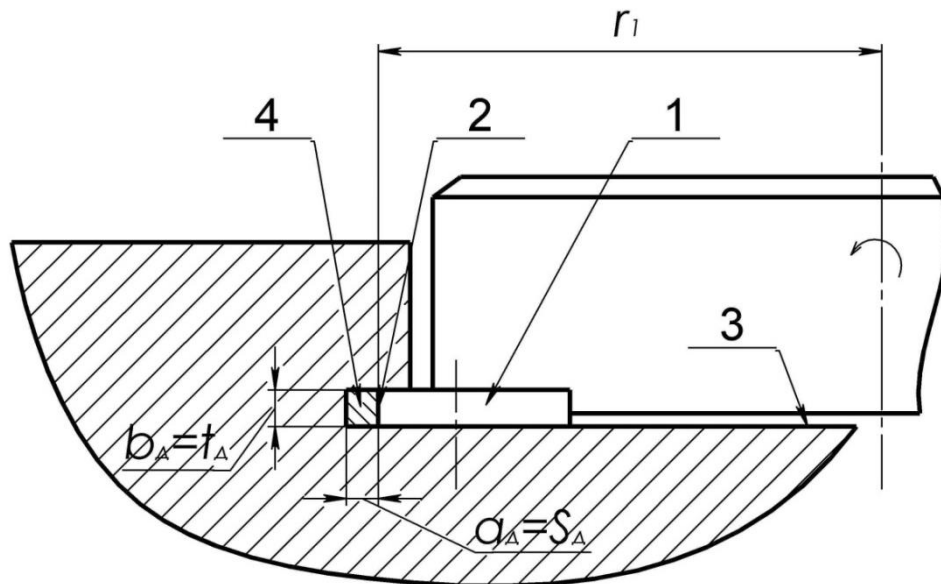


Рисунок 4.59 – Схема різання додатковими різальними кромками фрези

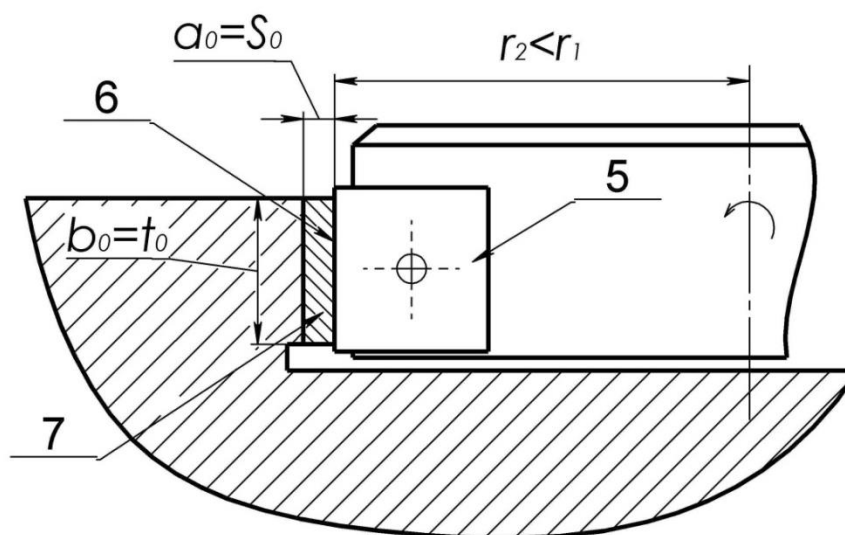


Рисунок 4.60 – Схема різання основними різальними кромками фрези

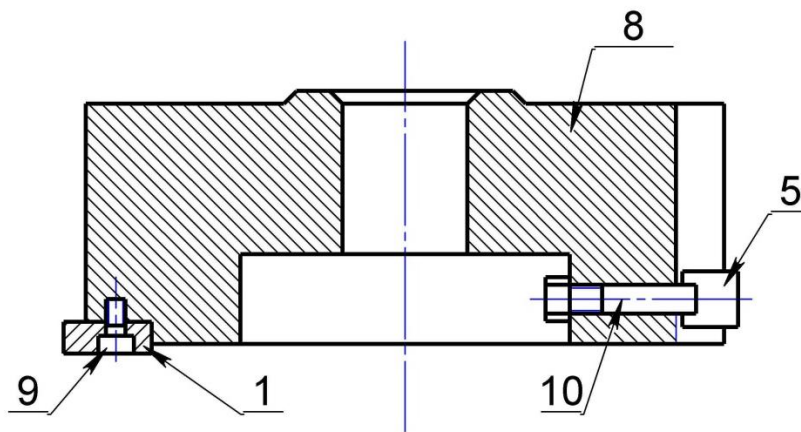


Рисунок 4.61 – Фреза у розрізі

Додаткові різальні кромки 2 розташовані в радіальному напрямі відносно вісі фрези на відстані  $r_1 \gg r_2 + S_Z$ .

Фреза згідно запропонованого способу плоского фрезерування працює наступним чином.

Корпусу 8 (рис. 4.61) надається обертальний рух відносно його вісі. При переміщенні оброблюваної заготовки першими вступають в різання платівки 1 рис. 1 з додатковими різальними кромками 2 і зрізають шар металу 4, шириною  $b_D = t_D$ , після чого вступає в різання платівки 5 рис. 4.60 з основними різальними кромками 6, які видаляють шар металу шириною  $b_O$ , при цьому  $b_O \gg b_D$ .

#### 4.15. Розробка торцевої ступінчастої фрези для зменшення вібрацій в умовах нестационарного різання

Винахід належить до галузі машинобудування, а саме різальних інструментів, і може бути застосований при обробці плоских поверхонь деталей.

Найбільш близькою за сукупністю суттєвих ознак до винаходу і вибраною як прототип є торцева ступінчаста фреза [153].

Спільними суттєвими ознаками фрези-прототипу і фрези-винаходу є корпус фрези, торцева поверхня якого виконана у формі зрізаного конуса, і чорнові (1) та чистові (3) різальні елементи, що поділені на групи, кожна з яких має форму спіралі, а відповідні різальні елементи груп розташовані на концентричних відносно осі фрези колах, причому чистові різальні елементи (3) встановлені в гніздах корпусу (5) фрези.

Але, на відміну від фрези-винаходу, у фрези-прототипу присутній жорсткий зв'язок взаємного положення чорнових та чистових різальних елементів через корпус фрези. При одночасній участі у різанні чорнових різальних елементів, які зрізають основний об'єм матеріалу, і чистових різальних елементів, які забезпечують досягнення кінцевої чистоти та точності обробленої поверхні, жорсткий зв'язок взаємного положення призводить до значних ударних та вібраційних впливів на фрезу, і, відповідно, на чистові різальні елементи. Це, в свою чергу, є причиною збільшення шорсткості оброблюваної поверхні та підвищеної зношуваності чистових різальних елементів, що призводить до

зниження стійкості фрези-прототипу.

Крім того, однаковий кутовий крок між відповідними різальними елементами кожної групи призводить до періодичності ударних впливів на фрезу-прототип, що збільшує ймовірність виникнення її шкідливих автоколивань і, відповідно, збільшення шорсткості оброблюваної поверхні та підвищеної зношуваності чистових різальних елементів, що призводить до зниження стійкості фрези-прототипу.

Таким чином, суттєвим недоліком фрези-прототипу є її низька стійкість та шорсткість оброблюваної поверхні.

В основу винаходу поставлено задачу вдосконалення торцевої ступінчастої фрези, що містить корпус фрези, торцева поверхня якого виконана у формі зрізаного конуса, і чорнові та чистові різальні елементи, що поділені на групи, кожна з яких має форму спіралі, а відповідні різальні елементи груп розташовані на концентричних відносно осі фрези колах, причому чистові різальні елементи встановлені в гніздах корпусу фрези, шляхом того що в кожену групу різальних елементів додатково введені напівчистові різальні елементи, що розташовані на концентричних відносно осі фрези колах і встановлені в гніздах корпусу фрези, причому відповідні різальні елементи груп розташовані з різним осьовим вильотом та різним кутовим кроком між собою, а чорнові різальні елементи встановлені в осьові отвори вузлів демпфування, що виконані в корпусах вузлів демпфування, що встановлені за допомогою пружно-демпфуючих елементів в корпусі фрези, в отвори якого встановлені вертикальна та радіальна гвинтові пружини, за допомогою яких пружно-демпфуючі елементи та пластини притиснуті до корпусів вузлів демпфування відповідно, причому вертикальна та радіальна гвинтові пружини стиснуті за допомогою вертикального та радіального гвинтів відповідно, що встановлені в різьбових отворах корпусу фрези, а в різьбовому отворі вертикального гвинта встановлений мікрометричний гвинт, що забезпечить зниження шорсткості оброблюваної поверхні та збільшення стійкості торцевої ступінчастої фрези.

Чорнові різальні елементи, які знімають основну частину припуску з оброблюваної деталі, сприймають найбільші ударні та вібраційні навантаження при врізанні і різанні. Вузли демпфування виконують функції розсіювання енергії ударів і коливань та віброізоляції фрези від чорнових різальних елементів.

Напівчистові різальні елементи забезпечують встановлену величину припуску під чистові різальні елементи, знімаючи надлишковий припуск, залишений після чорнових різальних елементів. Це обмежує інтенсивність зношування чистових різальних елементів і забезпечує необхідний припуск для утворення мінімальної шорсткості обробленої поверхні.

Напівчистові та чистові різальні елементи встановлено без вузлів демпфування для гарантованого знімання усього припуску. Завдяки їх віброізоляції від чорнових різальних елементів, як основного джерела коливань, вони забезпечують обробку з меншими ударами, нерівномірністю припуску та відхиленнями від заданих розмірів.

Усі різальні елементи встановлені з різним кутовим кроком для виключення

періодичності дії сили, збуджуючої коливання, що виникає при вході кожного наступного різального елемента в різання.

Таким чином, забезпечується зниження шорсткості оброблюваної поверхні та збільшення стійкості торцевої ступінчастої фрези.

На рис. 4.62 показана схема розташування різальних елементів в корпусі торцевої фрези, на рис. 4.63 – схема знімання припуску чорновими, напівчистовими та чистовими різальними елементами, на рис. 4.64 – переріз вузла демпфування, на рис. 4.65 – вузол демпфування у збільшеному вигляді (розріз *A-A* з рис. 4.64).

Торцева ступінчата фреза (рис. 4.62, рис. 4.64) містить чорнові 1, напівчистові 2 та чистові 3 різальні елементи. Чорнові різальні елементи 1 встановлено у додатково введених вузлах 4 демпфування. Вузол 4 демпфування встановлений в корпусі 5 фрези і складається з корпусу 6 вузла демпфування, пружно-демпфуючого елемента 7, вертикальної 8 та радіальної 9 гвинтових пружин, пластин 10. В отвори корпусу 5 фрези встановлені вертикальна 8 та радіальна 9 гвинтові пружини, за допомогою яких пружно-демпфуючий елемент 7 та пластини 10 притиснуті до корпусів 6 вузлів демпфування.

Вертикальна 8 та радіальна 9 гвинтові пружини стиснуті за допомогою вертикального 11 та радіального 12 гвинтів, відповідно, що встановлені в різьбових отворах корпусу 5 фрези. В різьбовому отворі вертикального гвинта 11 встановлений мікрометричний гвинт 15. Конус 13, штир 14, гайки 16, 18 та контргайка 17 призначені для закріплення чорнового різального елемента 1 в корпусі 6 вузла демпфування. Гвинт-фіксатор 19 протидіє повороту корпусу 6 вузла демпфування відносно власної осі та не обмежує вертикальне переміщення корпусу 6 вузла демпфування.

На рис. 4.62 зображено схему розташування різальних елементів на вигляді знизу торцевої фрези. Різальні елементи розташовані трьома групами. У кожній групі є два чорнових різальних елемента 1, встановлених у вузлах демпфування, два напівчистових різальних елемента 2 та три чистові різальні елементи 3. Радіус розташування чорнових 1 напівчистових 2 та чистових 3 ( $R_1, R_2, R_3$ ) різальних елементів вибирається в залежності від діаметра фрези, величини подачі  $S$  на оборот фрези та кутового кроку їх розташування для забезпечення зрізання шарів припуску за схемою рис. 4.63.

На рис. 4.63 зображено схему знімання припуску однією групою різальних елементів фрези.  $a, b$  – теоретичне положення різальних пластин чорнових різальних елементів 1 відносно загального припуску  $t$  на обробку (без урахування величини зміщення вузла 4 демпфування при врізанні різальної пластини чорнового різального елемента 1 в осьовому напрямку  $x$  та радіальному напрямку  $y$ ).  $v, z$  – прогнозована величина припуску, який зрізається чорновими різальними елементами 1 з урахуванням їх відтиснення від оброблюваної поверхні.  $d, e$  – прогнозована величина припуску, який зрізається напівчистовими різальними елементами 2 з урахуванням припуску, зрізаного чорновими,  $\epsilon, \zeta, \eta$  – прогнозована величина припуску, який зрізається чистовими різальними елементами 3 з утворенням обробленої поверхні.

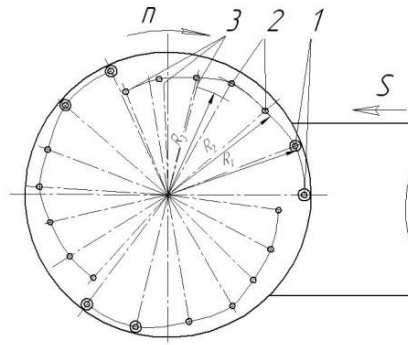


Рисунок 4.62 – Схема розташування різальних елементів в корпусі фрези

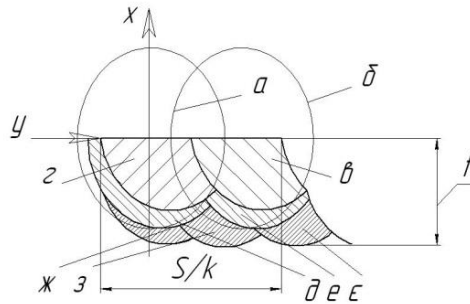


Рисунок 4.63 – Схема знімання припуску різальними елементами

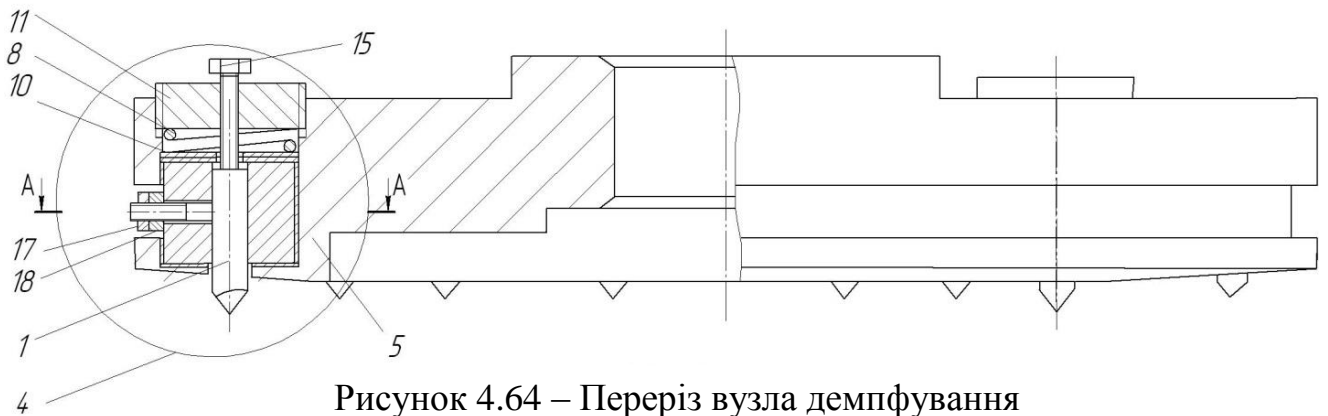


Рисунок 4.64 – Переріз вузла демпфування

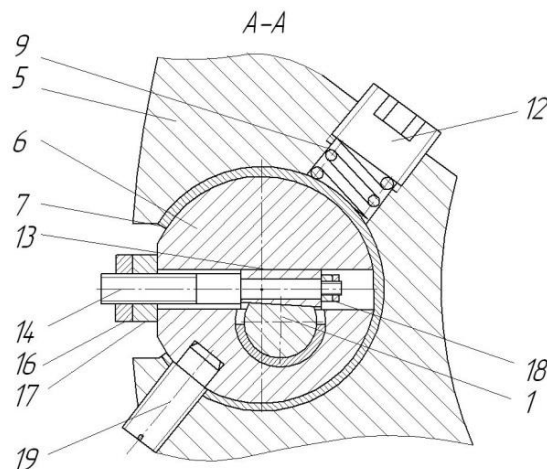


Рисунок 4.65 – Вузел демпфування у збільшеному вигляді

Величина  $S/k$  – величина припуску, який зрізається третиною (одним сектором) різальних елементів у напрямку подачі торцевої фрези відносно заготовки:  $S$  – величина подачі заготовки на оборот фрези,  $k = 3$  – кількість секторів (спіралей) різальних елементів.

Схема рис. 4.63 показує, що незалежно від величини зміщення чорнових різальних елементів 1, напівчистові різальні елементи 2 залишають встановлену величину припуску під чистові різальні елементи 1, що обмежує інтенсивність їх зношування і забезпечує необхідний припуск для утворення мінімальної шорсткості обробленої поверхні.

На рис. 4.64 показана конструкція вузла демпфування 4 в складі торцевої фрези з встановленим у вузлі демпфування чорновим різальним елементом 1.

На рис. 4.65 показано у збільшеному вигляді переріз А-А вузла демпфування 4 з рис. 4.64.

У отворі корпусу 5 фрези розміщено вузол 4 демпфування, корпус 6 вузла демпфування встановлено на пружно-демпфуючий елемент 7, який допускає радіальне зміщення цього корпусу. Чорновий різальний елемент 1 утримується конусом 13 та штирем 14 і регулюється в осьовому напрямку мікрометричним гвинтом 15 відносно корпусу 6 вузла демпфування. На корпусі 6 вузла демпфування встановлені пластини 10, які притискаються до нього гвинтовою вертикальною пружиною 8, натяг якої регулюється вертикальним гвинтом 11. В радіальному напрямку положення корпусу 6 вузла демпфування забезпечується гвинтовою радіальною пружиною 9, натяг якої регулюється радіальним гвинтом 12. Гвинт-фіксатор 19 фіксує корпус 6 вузла демпфування від повороту навколо осі.

Корпус 6 вузла демпфування, пружно-демпфуючий елемент 7 та пластини 10 виготовляються з високодемпфуючого марганцево-мідного сплаву Г75Д25.

Встановлення вузла демпфування та закріплення чорнового різального елемента 1 виконується таким чином.

У отвір корпусу 5 фрези встановлюється корпус 6 вузла демпфування з пружно-демпфуючим елементом 7 та пластинами 10. У відповідні отвори встановлюються вертикальна 8 та радіальна 9 гвинтові пружини, попередній натяг яких забезпечується гвинтами: вертикальним гвинтом 11 (у осьовому напрямку) та радіальним гвинтом 12 (у радіальному напрямку). У різьбовий отвір корпусу 5 фрези встановлюється гвинт-фіксатор 19, який протидіє повороту корпусу 6 вузла демпфування навколо власної осі та допускає його осьове переміщення. При цьому корпус 6 вузла демпфування займає крайнє нижнє та крайнє лівє положення у корпусі 5 фрези (рис. 4.64, рис. 4.65).

Після закріплення корпусу 6 вузла демпфування у його вертикальний отвір встановлюється чорновий різальний елемент 1, а у горизонтальний отвір – штир 14, на якому з двох кінців нарізані різьби. На штир 14 насаджується конус 13 та загвинчується гайкою 16 та контргайкою 17 для запобігання відгвинчування гайки 16. Чорновий різальний елемент 1 закріплюється після його кінцевого виставлення за допомогою мікрометричного гвинта 15 на необхідну глибину різання. Закріплення виконується відносно корпусу 6 вузла демпфування за



рахунок переміщення вправо штиря 14 при загвинчуванні гайки 14. Після закріплення чорного різального елемента 1 мікрометричний гвинт 15 відводиться.

Попередній натяг вертикальної 8 та радіальної 9 гвинтових пружин (рис. 4.64, рис. 4.65) призначено для компенсації ударних навантажень на фрезу при врізанні чорного різального елемента 1 у оброблювану заготовку.

Торцева ступінчаста фреза працює таким чином. При врізанні чорного різального елемента 1 у заготовку сила різання долає натяг вертикальної 8 і радіальної 9 пружин та призводить до зміщення корпусу 6 вузла демпфування в осьовому напрямку  $x$  та радіальному  $y$  (рис. 4.64, рис. 4.65). При цьому різальна кромка чорного різального елемента 1 займає положення (рис. 4.64) між теоретичним  $a$ ,  $b$  та прогнозованим  $v$ ,  $z$  положеннями із забезпеченням мінімального ударного впливу на фрезу і, відповідно, на роботу напівчистових 2 та чистових 3 різальних елементів. Під час різання чорним 1 різальним елементом відбувається вібропереміщення корпусу 6 вузла демпфування в осьовому та радіальному напрямках відносно пластин 10 та пружно-демпфуючого елемента 7 і розсіювання енергії вібрацій. Утворені на поверхні різання нерівності зрізають напівчистові різальні елементи 2, які жорстко встановлені у корпусі 5 фрези (без вузла демпфування). Кінцеве забезпечення якості обробки виконується чистовими різальними елементами 3, які також жорстко встановлені у корпусі 5 фрези.

#### Висновки до розділу 4.

1. Розроблені нові способи формоутворення поверхонь деталей на основі концепцій нестационарних процесів обробки і урівноваження складових сил різання, які забезпечують зменшення складових сили різання і деформацій фрези, фрезерування широких площин, можливості комбінованої обробки різанням і поверхневим пластичним деформуванням.

2. Запропоновані різальні інструменти, які реалізують розроблені нові способи формоутворення, в тому числі можливості одночасної обробки паралельних поверхонь, зменшення деформацій фрез і вібрацій в процесі обробки.

3. Розроблені робочі проекти і виготовлені дослідні зразки торцевої фрези для обробки плоских поверхонь деталей з нежорстких заготовок, а також пристрій для дослідження впливу зміни кутів різання в процесі лезової обробки деталей з планетарним рухом формоутворюючих елементів.

4. Для визначення достовірності проведених теоретичних розрахунків, запропонованих способів обробки, а також можливості їх впровадження у виробничих умовах необхідним є проведення на наступному етапі експериментальних досліджень з використанням розроблених конструкцій торцевих фрез.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Проведена систематизація досліджень, пов'язаних з нестационарністю процесів лезової обробки, а також урівноваження складових сили різання.

2. Розглянуто аспекти динаміки торцевого фрезерування фінішним інструментом і торцевими фрезами з величинами припусків до 6-8 мм, проаналізовано дію моментів врізання інструменту в заготовку, а також побудовано математичний апарат для визначення мінімуму коефіцієнту динамічності технологічної системи.

3. Виконані дослідження впливу нерівномірностей подач робочих органів руху верстатів на якість обробки плоских поверхонь деталей машин і механізмів.

4. Отримані аналітичні залежності дозволили визначати закон навантаження різального елемента інструмента для досягнення мінімуму динамічного впливу на інструмент.

5. Теоретично визначено і експериментально доведено переваги кінематичного перетворення колової траєкторії руху чистового різця і вигладжувача у прямолінійну, перпендикулярну до вектора подач заготовки при комбінуванні різання з ППД, що забезпечує отримання рівномірної шорсткості по ширині обробленої поверхні.

6. Визначені оптимальні режими обробки поверхонь деталей удосконаленим комбінованим методом, що поєднує торцеве ступінчасте фрезерування, чистове стругання і вигладжування, в залежності від матеріалу і термообробки заготовки.

7. Встановлені оптимальні значення зусиль деформування поверхневого шару в залежності від матеріалу заготовок: для сталі 40X (50...54 HRC) – 120...150 Н; для чавуну СЧ21 (45...50 HRC) – 120...130 Н; для чавуну СЧ21 (170...241 HB) – 60...90 Н. Забезпечено отримання стабільної шорсткості плоских протяжних поверхонь деталей з загартованих сталей, чавунів і незагартованих чавунів в межах  $Ra\ 0,1 \dots 0,4$  мкм.

8. Розроблено математичну модель процесу глибинного торцевого фрезерування для розрахунків складових сили різання, яка враховує похибки розташування ножів фрези і елементів режимів різання та перехідні процеси при врізанні і виході ножів. Встановлено, що збільшення подачі на зуб до 0,05...0,25 мм/зуб (630...1600 мм/хв) та глибини різання до 6...12 мм призводить до зменшення коефіцієнта нерівномірності фрезерування на 15–20 %, а зростання відношення ширини заготовки до діаметра фрези від 0,4 до 0,8 у 2,5...3 рази. Встановлено, що із зменшенням діаметра фрези перевага повинна надаватися конструкціям з більшою кількістю спіралей, при кількості ножів в спіралі 6...12 перевагу має спіраль Архімеда, для вузьких поверхонь – параболічна спіраль, а для широких поверхонь – логарифмічна спіраль.

9. Запропоновані нові способи обробки плоских поверхонь фрезеруванням, розроблені робочі проекти і виготовлені дослідні зразки торцевих фрез, оснащених полікристалічними надтвердими матеріалами, для обробки

плоских поверхонь деталей з нежорстких заготовок, одночасної обробки паралельних площин, обробки широких площин, інструмент з планетарним рухом формоутворюючих елементів, торцеві фрези з комбінуванням фрезерування і стругання, фрезерування і поверхневого пластичного деформування, а також пристрої дослідження впливу зміни кутів різання в процесі лезової обробки деталей.

10. Використання нових способів формоутворення плоских поверхонь з застосуванням прогресивних конструкцій інструментів та полікристалічних надтвердих матеріалів, оптимізації геометрії інструмента і режимів різання дозволяє усунути дефекти поверхневого шару, які властиві традиційним методам обробки, та виключити із технологічних процесів обробку малопродуктивними абразивними інструментами.

11. Експериментально досліджений вплив геометричних параметрів різальних частин ножів ступінчастих торцевих фрез, оснащених надтвердими матеріалами, та режимів різання на якість оброблених поверхонь. Для покращення якості обробленої поверхні запропоновано використовувати ножі з безвершинною радіусною різальною кромкою і використання комбінування різання і поверхневого пластичного деформування.

12. Встановлені раціональні параметри різальних частини фрез, оснащених ПНТМ: при фрезеруванні загартованої сталі  $\gamma = -10-15^\circ$ ,  $\alpha = 8-10^\circ$ ,  $\varphi = 45^\circ$ ; при фрезеруванні сірого чавуну  $\gamma = -10-15^\circ$ ,  $\alpha = 10-12^\circ$ ,  $\varphi = 30-45^\circ$ , що підвищує стійкість торцевих фрез з ПНТМ. Найбільш раціональними для умов врізання фрези у заготовку будуть величини кута  $\lambda$  в межах  $\lambda = -20^\circ \dots 0^\circ$ .

13. Запропонована технологія дозволяє отримувати високоточні поверхні для виготовлення деталей машин і механізмів. Розроблені способи формоутворення плоских поверхонь деталей дозволяють розширити використання процесів чистової та чорнової лезової обробки деталей інструментами, оснащеними прогресивними надтвердими матеріалами та підвищити продуктивність обробки. Результати використання технології дозволяють зменшити трудомісткість обробки деталей в 1,5-1,8 рази по відношенню до традиційних методів обробки.

14. Запропоновані технології сприяють зменшенню трудомісткості обробки плоских деталей та енергоємність технологічних процесів, що позитивно впливає на зовнішнє середовище.

## ПЕРЕЛІК ДЖЕРЕЛ ПОСИЛАННЯ

1. Качество машин. Под общей редакцией Суслова А.Г. Том 1 -М.: Машиностроение, 1995.-256 с.
2. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. -320 с.
3. Дятлов Ю.А. Повышение стойкости резца при прерывистом микрооточении. //Сверхтвёрдые материалы Киев, 1995. – № 4. – С 68-72.
4. Автаназів І.С., Гавриш А.П., Киричок П.О., Мельничук П.П., Попов Є.С., Третько В.В. Підвищення надійності деталей машин поверхневим пластичним деформуванням.– Житомир: ЖДТУ, 2001. -516 с.
5. Балтер М.А. Упрочнение деталей машин. -М.: Машиностроение, 1978.-184 с.
6. Бойцов А.Г., Машков В.Н., Смоленцев В.А., Хворостухин Л.А. Упрочнение поверхностей деталей комбинированными способами. – М.: Машиностроение, 1991. – 144 с.
7. Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования. К 100-летию со дня рождения профессора А.М. Розенберга: зб. наук. пр. – К.: ІНМ ім Бакуля В.М. НАН України. 2002. – 541 с.
8. Гавриш А.П., Киричок П.О., Підберезний М.П. Зміцнення поверхонь деталей машин та механізмів. – Київ.: Наукова думка, 1995. – 173 с.
9. Гурин Ф.В., Смелянский В.М. Размерно-чистовая и упрочняющая обработка поверхностным деформированием. -Минск. АНБССР, 1963. -С. 25-28.
10. Легащева Т.А., Кир'яков А.В., Івченко Т.Г. Підвищення якості поверхневого шару деталей машин екологічно чистими оздоблювано-зміцнювальними методами. – Донецький державний технологічний університет. – 2001. <http://mas-ter.donntu.edu.ua/2001/mech/legasheva/publ/oglav.htm>.
11. Одинцов Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием. -М.: Машиностроение, 1981. -160 с.
12. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с.
13. Рыжов Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин. -К.: Наукова думка. 1984. -272 с.
14. Смелянский В.М. Механика упрочнения поверхностного слоя деталей машин при обработке ППД// Вестник машиностроения, –1982. –№11. -С. 19-22.
15. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. -М.: Машиностроение, 1972. -104 с.
16. Чистосердов П.С. Комбинированные инструменты для совмещения процессов резания и поверхностного пластического деформирования. -М.: НИИМАШ. Серия СІІ 1975.-68 с.
17. Чистосердов П.С., Чемисов Б.П., Кожуро Л.Н., Акулович Л.М. Технология размерно-чистой и упрочняющей обработки. - Минск, Университетское, –1993. -187 с.

18. Шульман П.А., Созин Ю.Н., Колесниченко Н.Ф., Пишневикий А.С. Качество поверхности, обработанной алмазами. – К.: Техника, 1972.– 148 с.
19. Лоев В.Ю. Удосконалення комбінованого методу обробки плоских поверхонь деталей різанням і поверхневим пластичним деформуванням. //Вісник ЖДТУ.–2004.– Вип. II (29) – С. 29 – 36.
20. Мельничук П.П., Виговський Г.М., Лоев В.Ю. Удосконалення процесів фінішної обробки плоских поверхонь торцевими фрезами з комбінованими схемами різання і деформування //Резание и инструмент в технологических системах”. – Харків.: НТУ “ХПІ”, 2004 – Вип. 66.– С. 117-123.
21. Торцовая регулируемая фреза: А.с. 1576252 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /Л.Л. Борисова, А.Б. Руденко (СССР). – №4495330/31-08; Заявлено 17.10.88; Оpubл. 07.07.90, Бюл. № 25. – 2 с.
22. Торцовая фреза: А.с. 1278119 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /В.Я. Шевченко (СССР). – №3883786/30-08; Заявлено 15.04.85; Оpubл. 23.12.86, Бюл. № 47. – 2 с.
23. Торцовая фреза: А.с. 814597 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /Г.А. Прошин, Ю.П. Симоненко (СССР). – №2675371/25-08; Заявлено 20.10.78; Оpubл. 25.03.81, Бюл. № 11. – 3 с.
24. Торцовая фреза: А.с. 971591 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /Г.Н. Выговский (СССР). – №3280820/25-08; Заявлено 27.04.81; Оpubл. 07.11.82, Бюл. № 41. – 2 с.
25. Торцовая фреза: А.с.1641523 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /П.В. Кушников, В.Н. Червяков (СССР). – №4680865/08; Заявлено 18.04.89; Оpubл. 15.04.91, Бюл. № 14. – 2 с.
26. Торцовая фреза: А.с. 176163 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /В.Я. Шевченко (СССР). – №3883786/30-08; Заявлено 15.04.85; Оpubл. 23.12.86, Бюл. № 47. – 2 с.
27. Торцовая фреза: А.с.1691421 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /П.В. Кушников (СССР). – №4670963/08; Заявлено 23.08.90; Оpubл. 19.06.91, Бюл. № 17. – 2 с.
28. Фреза: А.с. 973256 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /Н.Н. Коротун, В.Н. Шевченко (СССР). – №3937303/31-08; Заявлено 02.08.85; Оpubл. 23.01.87, Бюл. № 3. – 2 с.
29. Виговський Г.М., Громовий О.А., Серов В.В. Підвищення працездатності торцевих фрез для чистової обробки плоских поверхонь// Вісник ЖІТІ. – 2001 / Спеціальний випуск / Технічні науки. – С. 23–26.
30. Виговський Г.М., Мельничук П.П., Громовий О.А. Використання кінематичних схем різання при чистовому торцевому фрезеруванні// Вісник ЖІТІ. – 2000. – № 13 / Технічні науки. – С. 26–31.
31. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. – К.: Наукова думка, 1990. -320 с.
32. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Силы и мощность при обработке металлов торцевыми фрезами из СТМ //Сверхтвёрдые материалы. – 1988. - № 1. – С. 47-50.
33. Подураев В.Н. Автоматические регулированные и комбинированные процессы резания. – М.: Машиностроение, 1977. – 304 с.

34. Подураев В.Н., Ярославцев В.Н., Ярославцев Н.А. Эффективность обработки резанием с опережающим пластическим деформированием. //Вестник машиностроения, -1972.-№12 -С. 58-61.

35. Горохов В.А. Система приспособлений для обработки деталей методом поверхностного пластического деформирования. -М.: Машиностроительное производство. Сер. Инструментальное, технологическое и метрологическое оснащение металлообрабатывающего производства. Обзор информ. /ВНИИТЭМР, Вып. 3/, 1989. -45 с.

36. Ермаков Ю.М. Комплексные способы эффективной обработки резанием. -М.: Машиностроение, 2003. -272 с.

37. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. Справочник.- М.: Машиностроение, 1987.- 328 с.

38. Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным макрорельефом. -Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1982.- 248 с.

39. Устройство для комбинированной обработки плоских поверхностей. А.с. 804404 СССР, МКИ В24В39/04/П.С. Чистосердов, В.Г. Беляй, А.А. Жолобов и Я.М. Сургунт. - 2625670/25; Заявл. 12.06.78; Опубл. 15.02.81, Бюл. № 6.

40. Киппер Э.Е. Исследование процесса образования неровностей поверхностей при обработке коррозионностойких сталей лезвийными инструментами. - Дисс. канд. техн. наук. - Брянск, 1970.

41. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. - 344 с.

42. Виговський Г.М., Громовий О.А., Мельничук П.П., Ольшевський В.С. Безвершинне косокутне фрезерування. Зношення та стійкість// Вісник ЧІПІ. - 2000. - № 4. - 5 с.

43. Круглов Е.И., Дарымов О.И. Оптимизация процесса торцового фрезерования// Станки и инструменты. - 1978. - № 3. - С. 31-33.

44. Рамунаджачари И.В. Исследование косоугольного безвершинного тонкого точения. - Дисс. канд.техн.наук. - Ленинград, 1969.

45. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты. - Киев: Выща шк., 1986. - 455 с.

46. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. - Киев: Наук. думка, 1990. - 320 с.

47. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Силы и мощность при обработке металлов торцовыми фрезами из СТМ// Сверхтвердые материалы. - 1988. - № 1. - С. 47-50.

48. Колядин А.В., Ординарцев И.А., Сенькин Е.Н. Оптимизация конструкции ступенчатых торцовых фрез// Станки и инструмент. -- 1983. - № 8. - 27 с.

49. Лысанов В.В. Эльбор в машиностроении. - Л.: Машиностроение, 1978, 123 с.

50. Клименко С.А., Муковоз Ю.А., Полонский Л.Г., Мельничук П.П. Точение износостойких защитных покрытий. – Київ: Техніка, 1997. – 146 с.
51. Конструкции и эксплуатация торцовых фрез из сверхтвердых материалов на основе нитрида бора. Методические рекомендации. – М.: НИИмаш, 1984. – 66 с.
52. Боровский К.В., Музыкант Я.А. Торцовые фрезы с ножами из композита// Станки и инструменты. – 1977. – № 2. – С. 9–11.
53. Детали и механизмы металлорежущих станков. Т.2./ под ред. Н.Д. Решетова. – М.: Машиностроение, 1972. – 520 с.
54. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов: Учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов. - М.: Высш. шк., 1985. - 304 с.
55. Торцовая фреза: А.с. 814597 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /Г.А. Прошин, Ю.П. Симоненко (СССР). – №2675371/25-08; Заявлено 20.10.78; Опубл. 25.03.81, Бюл. № 11. – 3 с.
56. Койре В.Е., Малиновский М.Д. Торцовые фрезы для чистовой обработки крупногабаритных деталей// Станки и инструмент. - 1978. – № 4. – С. 14-16.
57. Кудинов В.А. Динамика металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 358 с.
58. Комбалов В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ. – М.: Наука, 1974. – 111 с.
59. Кочеровский Е.В. Стойкость инструментов из композитов и минералокерамики при чистовой обработке закаленного чугуна// Станки и инструмент. - 1985. – № 9. – С. 21-22.
60. Баранчиков В.И., Жаринов А.В., Юдина Н.Д., Садыхов А.И. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов. – М.: Машиностроение, 1990. – 400 с.
61. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с.
62. Металлорежущие станки. Учебник для машиностроительных вузов. Под ред. В.Э. Пуша. – М.: Машиностроение, 1985. – 256 с.
63. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. - Л.: Машиностроение, 1986. - 184 с.
64. Каменкович А.С., Боровский Г.В., Музыкант Я.А. Технико-экономическое обоснование эффективности применения лезвийных инструментов из сверхтвердых материалов// Станки и инструмент. — 1977, № 2, С. 4–6.
64. Мельничук П.П., Струтинський В.Б., Громовий О.А. Експериментальне визначення стохастичних параметрів геометричної точності шпиндельного вузла вертикально-фрезерного верстата// Наукові нотатки. – 2001. – № 19. – С. 135–139.
65. ГОСТ 7035-75. Станки металлорежущие и деревообрабатывающие. Общие условия испытания станков на жесткость. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1987. – 4 с.

66. Львов Н.П. Влияние угла наклона главной режущей кромки на составляющие силы резания при несвободном течении закаленных сталей. – Вестник машиностроения. – М., вып.2, 1966.
67. Спосіб плоского фрезерування торцевими фрезами: Деклараційний патент на винахід 40156 А Україна, В23С3/00. /Г.М. Виговський, О.А. Громовий, В.Ю. Лоев, П.П. Мельничук (Україна). – № 2000074236; Заявлено 17.07.2000; Опубл. 16.07.2001, Бюл. №16.
68. Карюк Г.Г., Бочко А.В., Ярош В.В., Джамаров С.С., Волкогон В.М., Аранович А.О. Вюрцитный нитрид бора – основа новых прогрессивных сверхтвердых материалов// Сверхтвердые материалы. - 1988. – № 3. – С. 52-54.
69. Виговський Г.М., Мельничук П.П., Громовий О.А. Використання кінематичних схем різання при чистовому торцевому фрезеруванні// Вісник ЖІТІ. – 2000. – № 13 / Технічні науки. – С. 26–31.
70. Мартынов Б.А., Боровский Г.В. Торцовые фрезы с механическим креплением режущих пластин из композита// Станки и инструменты. – 1980. – № 10. – С. 13–15.
71. Тензометрия в машиностроении. /Под ред. Р.А. Макарова. – М.: Машиностроение, 1975. – 288 с.
72. Армарего И.Дж.А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977, 325 с.
73. Иноземцев Г.Г. Проектирование металлорежущих инструментов: Учеб. пособие для вузов по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты" - М.: Машиностроение, 1984. - 272 с.
74. Плотыцын В.Г. Наладка фрезерных станков. - Л.: Машиностроение, 1975. – 224 с.
75. Иванов Ю.А., Садовский В.В., Ефимов В.Д. Опыт внедрения торцовых фрез с ножами из композита 01// Станки и инструмент. -- 1981, № 5, С. 34–36.
76. Аранзон М.А. Стойкость резцов из сверхтвердых материалов// Станки и инструмент. - 1977. – № 2, С. 7-8.
77. Орликов М.Л. Динамика станков. – Киев: Вища школа, 1980.
78. Голубев С.А. Влияние угла наклона винтовых зубьев фрез на их стойкость// Станки и инструмент. – 1959. – № 10. – С. 34–35.
79. Северилов В.С., Полонський Л.Г., Клименко С.А. Теоретичні основи технології механічної обробки. Житомир.: ЖІТІ, 2002. – 272 с.
80. Сенькин Е.Н., Филиппов Г.В., Колядин А.В. Конструкции и эксплуатация фрез, оснащенных композитами //Библиотека фрезеровщика -Л.: Машиностроение, 1988. -63 с.
81. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание металлов и режущий инструмент. – М.: Машиностроение, 1976. – 440 с.
82. Торцовая фреза: А.с. 1296318 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /В.Н. Скворцов (СССР). – №3698609/25-08; Заявлено 08.02.84; Опубл. 15.03.87, Бюл. № 10. – 2 с.
83. Торцовая фреза: А.с. 1278119 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /В.Я. Шевченко (СССР). – №3883786/30-08; Заявлено 15.04.85; Опубл. 23.12.86, Бюл. № 47. – 2 с.



84. Торцовая фреза: А.с.1641523 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /П.В. Кушниров, В.Н. Червяков (СССР). – №4680865/08; Заявлено 18.04.89; Оpubл. 15.04.91, Бюл. № 14. – 2 с.
85. Иванов Ю.А. и др. Фрезерование корпусных и базовых деталей фрезами, оснащенными резами из эльбора-Р. – Технология производства, научная организация труда и управления, 1979, вып. 2.
86. Торцовая фреза: А.с. 176163 СССР, МКІ В 23 С 5/06. /В.Я. Шевченко (СССР). – №3883786/30-08; Заявлено 15.04.85; Оpubл. 23.12.86, Бюл. № 47. – 2 с.
87. Круглов Е.И., Горленко О.А., Дарымов О.И. Повышение стабильности процесса торцового фрезерования// Станки и инструмент. - 1981. – № 7. – С. 18-20.
88. Ташлицкий Н.И. Явление запаздывания усилий резания при прерывистом резании с переменной толщиной среза// Вестник машиностроения. - 1969. – № 4. – С. 67–68 .
89. Лурье М.З., Свиринский Р.М. Обработка корпусных деталей из чугуна торцовыми фрезами, оснащенными СТМ, на продольно-шлифовальных станках// Станки и инструменты. – 1984. – № 7. – С. 20–22.
90. Адам Я.И., Ильин С.В. Влияние угла наклона режущей кромки на характер износа и стойкость инструмента// Вестник машиностроения. –1975. – № 2. – С. 79–80.
91. ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1983. – 42 с.
92. Сенькин Е.Н., Филиппов Г.В., Колядин А.В. Конструкции и эксплуатация фрез, оснащенных композитами. – Л.: Машиностроение, 1988. – 63 с.
93. Сенькин Е.Н., Истомин В.Ф., Журавлев С.А. Основы теории и практики фрезерования материалов. – Л.: Машиностроение, 1989. – 103 с.
94. Сенькин Е.Н., Колядин А.В. Выбор эффективных конструкций и условий работы ступенчатых фрез// Станки и инструменты. – 1984. – № 11. – С. 21–22.
95. Виговський Г.М. Підвищення працездатності торцевих фрез для чистової обробки плоских поверхонь. – Дис. канд.техн.наук. – Житомир, 2000.
96. Боровский Г.В. Направления развития режущего инструмента из синтетических сверхтвердых материалов // Станки и инструмент. – 1986. – № 9. – С. 17–19.
97. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с.
98. Дунин-Барковский И.В., Тупеев С.Х. Спектры неровностей обработанной поверхности и их влияние на долговечность турбины ГТД// В кн.: Повышение ресурса работы авиационных деталей технологическими средствами. – М.: Машиностроение, 1964. – С. 72–107.

99. Miyakawa Yukio. Influence of surface roughness on boundary friction. – Lubricat. Engng, 1974. v. 22, № 3, p. 109–116.
100. Минасян Г.С. Баланс сил при резании безвершинными резцами. – В кн.: Оптимальные режимы резания. – Ереван. – № 5. – 1977. – С. 81–83.
101. Боровский Г.В. Оценка эффективности применения инструмента, оснащенного сверхтвердым материалом // Станки и инструмент. – 1988. – № 2. – С. 9–11.
102. В.П. Жедь. Режущие инструменты, оснащенные СТМ, и их применение. – М.: Наука, 1986. – 256 с.
103. Лысенко О.Г. Модель изнашивания режущих пластин из КНБ // Сверхтвердые материалы. – 1996. – №4. – С. 37 – 41.
104. В.Я. Рассохин. Окружная сила при торцовом фрезеровании твердосплавными фрезами. Москва. 1952. – 267 с. .
105. В. Н. Подураев, В. И. Валиков, Ю. Я. Жидеев. Переходные процессы при резании фасонным инструментом // Станки и инструмент. – 1982. – №2. – С. 22 – 25.
106. Н. В. Вerezуб, В. Л. Хавин, Исследование характеристик процесса врезания торцевой фрезы в заготовку // Резание и инструмент. – 19???. – Вып. 19. – С. 96 – 100.
107. Ординарцев И.А. Проблемы широкого применения синтетических сверхтвердых материалов при механической обработке // Станки и инструмент. – 1984. – № 7. – С. 10–11.
108. Мельничук П.П., Виговський Г.М., Громовий О.А., Курьята П.В. Компьютерное моделирование процесса торцевого фрезерования одно- и многоступенчатыми фрезами // ZBORNIK RADOVA PROCEEDINGS 26th Jupiter konferencija 22. simpozijum.- Beograd 2000 NU ROBOTI FTS. – С. 52–57.
109. Божуков В. Б., Климов А. Н., Мартынов Б. А. Торцовые фрезы, с композитом, выпускаемые заводом «Фрезер» // Станки и инструмент. – 1985. - №3. – С. 14 – 15.
110. Гинзбург Б.И., Ховах Н.И., Селезнев Л.Н. Точение сталей и чугунов резцами из амборита // Сверхтвердые материалы. - №5. – 1981. – С. 71-74.
111. Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers//2002, Vol 215 Part B, pp. 1549-1559// J. Barry, G. Byrne// Study on acoustic emission in machining hardened steels Part 1: acoustic emission during saw-tooth chip formation
112. В.Д. Шишков. Неравномерность работы торцевой фрезы // Станки и инструмент. – 1970. - №7. – С. 35 – 37.
113. Л.В. Петухов, В.А. Троицкий. О минимуме коэффициента динамичности. – „Прикладная механика и математика”, 1962, Т.26. Вып. 6. С. 31–39.
114. Касьян М. В., Григорян М. Х., Симонян М. М. О некоторых силовых явлениях при прерывистом резании // Оптимизация режимов резания. – Вып. VI. – Под ред. М. В. Касьяна. – Издательство АН АрмССР. – Ереван. – 1979. – С. 37–42.
115. Мельничук П.П., Виговський Г.М., Громовий О.А., Бушля В.М. Комп’ютерне моделювання процесу обробки ступінчатими торцевими фрезами //

Резание и инструмент в технологических системах, № 60, 2001. Харьков. – С. 144–153.

116. Рудник С.С. Основы теории фрезерования. Ч. 1. – К.: КПИ, 1962. – 80 с.

117. Сенькин Е.Н., Истомин В.Ф., Журавлев С.А. Основы теории и практики фрезерования материалов. – Л.: Машиностроение, 1989. – 103 с.

118. Сенькин Е.Н., Колядин А.В. Выбор эффективных конструкций и условий работы ступенчатых фрез // Станки и инструменты. – 1984. – № 11. – С. 21–22.

119. Спосіб плоского фрезерування торцевими фрезами: Деклараційний патент на винахід 40156 А Україна, В23С3/00. /Г.М. Виговський, О.А. Громовий, В.Ю. Лоев, П.П. Мельничук (Україна). – № 2000074236; Заявлено 17.07.2000; Опубл. 16.07.2001, Бюл. №16.

120. Мельничук П.П., Струтинський В.Б. Математичне моделювання металорізальних верстатів. – Монографія. Житомир, ЖДТУ. 2004. – 487 с.

121. George Schneider. Cutting tool applications. [http://www.manufacturingcenter.com/online\\_book/](http://www.manufacturingcenter.com/online_book/) 2006. – 317 с.

122. Андреев Г.С. Работоспособность режущего инструмента при прирывистом резании // Вестник машиностроения, 1973. – № 5. – с. 72-75.

123. Бабошкин А.Ф. Изменение свойств материала заготовки при шлифовании. // Тр. Міжнародна науково-технічна конференція (27-29 травня 2003р. м. Ялта) «Инженерия поверхности и реновация изделий», Киев, 2003. – С. 16-18.

124. Вerezуб Н.В. Некоторые физические особенности процесса резания стали при торцевом фрезеровании. Резание и инструмент. – Харьков, 1981. – 220 с.

125. Виговський Г.М. Підвищення працездатності торцевих фрез для чистової обробки плоских поверхонь: Автореф. дис. ... канд. техн наук, – Київ: НТУУ “КПІ”, 2000. – 16 с.

126. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с.

127. Жедь В.П., Боровский Г.В. Состояние и перспективы развития лезвийного инструмента из поликристаллических сверхтвердых материалов на основе нитрида бора // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 34. – С. 6-11.

128. Захаренко П.В., Волкогон В.М., Бочко А.В., и др.; Отв. ред. Карюк Г.Г.; Технологические особенности механической обработки инструментом из поликристаллических сверхтвердых материалов / АН УССР Институт проблем материаловедения им. И.Н. Францевича. – Киев: Наук. думка, 1991. – 288 с.

129. Громовий О.А. Розробка чистових косокутних торцевих фрез з комбінованими схемами різання. Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. ЖІТІ. –К., 2002. –172 с.

130. Баранчиков В.И., Жаринов А.В., Юдина Н.Д., Садыхов А.И. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов. – М.: Машиностроение, 1990. – 400 с.

131. Бойм Н.Г., Соколов И.Н. Применение лезвийного инструмента из СТМ и минералокерамики в станкостроении// Станки и инструменты. – 1984. – № 7. – С. 14–16.
132. Душинський В.В. Основи наукових досліджень. Теорія та практикум з програмним забезпеченням.: Навч. посіб.– К.: НТУУ “КПІ”, 1998. – 408 с.
133. Хусу А.П., Витенберг Ю.Р., Пальмов В.А. Шероховатость поверхностей, теоретико вероятностный подход /Под. ред. А.А. Первозванского. – М.: Наука, 1975. – 344 с.
134. Свирицкий Р.М. Фрезерование чугуновых деталей инструментом, оснащённым СТМ, взамен шлифования // Станки и инструмент. – 1980. – №9. – С. 25–28.
135. Эффективное применение режущего инструмента, оснащённого синтетическими сверхтвёрдыми материалами и керамикой, в машиностроении / Методические рекомендации; Д.И. Семенченко, Г.В. Боровский, С.У. Молодык, и др. – М.: – ВНИИТЭМР, 1986. – 136 с.
136. Режущие инструменты, оснащённые сверхтвёрдыми и керамическими материалами, и их применение: Справочник/ В.П. Жедь, Г.В. Боровский, Я.А. Музыкант и др. – М.: Машиностроение, 1987. – 320 с., ил.
137. Боровский Г.В., Матасов В.М. Расчет экономического эффекта при использовании инструмента из сверхтвёрдых материалов // Станки и инструмент. – 1984. – №11. – С. 20–21.
138. Свирицкий Р.М. Фрезерование чугуновых деталей инструментом, оснащённым СТМ, взамен шлифования// Станки и инструменты. – 1980. – № 9 – С. 25–26.
139. Койре В.Е., Малиновский М.Д. Торцовые фрезы для чистовой обработки крупногабаритных деталей// Станки и инструмент. - 1978. – № 4. – С. 14-16.
140. Колядин А.В., Ординарцев И.А., Сенькин Е.Н. Оптимизация конструкции ступенчатых торцовых фрез// Станки и инструмент. -- 1983. – № 8. – 27 с.
141. Кочеровский Е.В. Стойкость инструментов из композитов и минералокерамики при чистовой обработке закалённого чугуна// Станки и инструмент. - 1985. – № 9. – С. 21-22.
142. Мельничук П.П., Виговський Г.М., Лоев В.Ю. Дослідження процесів фінішної обробки плоских поверхонь деталей торцевою фрезою з комбінованою схемою різання та деформування //Вісник ЖДТУ. –2004.– Вип. I (28) – С. 44 – 53.
143. Карюк Г.Г., Бочко А.В., Барабан В.П. Гексанит – Р и гексанит – А – новые инструментальные материалы //Станки и инструмент. – 1977. – № 2. – С. 6-8.
144. Равська Н.С., Мельничук П.П., Касьянов А.Г., Родін Р.П. Технологія інструментального виробництва. – Житомир: ЖІТІ, 2001. –548 с.
145. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием. – К.: Вища школа, 1997. – 192 с.

146. Спосіб плоского фрезерування торцевими фрезами: Деклараційний патент на винахід №40156А. Україна, В23С3/00/, Г.М. Виговський, О.А. Громовий, В.Ю. Лоев, П.П. Мельничук. № 2000074236; Заявл. 17.07.2000. Опубл. 16.07.2001, Бюл. № 16.–3 с.

147. C. Verfahren zur Bearbeitung von Metallen oder bei einer Bearbeitung durch schneidende Werkzeuge sich ähnlich verhaltende Werkstoffe / C.Salomon // «DRP523594», 1925, 27 November.

148. Потапов В.А. Высокоскоростная обработка / В.А. Потапов, Г.И. Айзеншток. – М., 1986. – 60 с.

149. П.П. Мельничук, В.Ю. Лоев // Чистове торцеве фрезерування широких плоских поверхонь. Аналіз утворення похибок і попередні рекомендації щодо їх мінімізації. – Вісник ЖДТУ №4 (47) Технічні науки. 2008.

150. А.Ф. Самардак, В.В. Лещенко Торцовая регулируемая фреза Авторское свидетельство СССР №1289620 В23 С 5/06, 1985.

151. П.В. Кушніров, О.А. Сергієнко Агрегатна фрезерна головка Патент на корисну модель UA 29842 МПК (2006), В23С 3/00.

152. Г.Н. Выговский и В.Е. Юмашев Способ плоского фрезерования Авторское свидетельство СССР №1641521 В23 С 3/00, 1979.

153. А.с. СССР № 1036475, МПК В 23 С 5/06. Торцовая ступенчатая фреза / Г.Н. Выговский. Заявл. 24.05.82, опуб. 23.08.83, бюл. №31.