

УДК 621.9.011/013:621.9.02
УКПП
№ держреєстрації 0115U000663
Інв. №

Міністерство освіти і науки України
Сумський державний університет
(СумДУ)
40007, м. Суми, вул. Римського-Корсакова, 2, тел. (0542) 33-41-08,
info@sci.sumdu.edu.ua

ЗАТВЕРДЖУЮ
Проректор з наукової роботи
д-р. фіз.-мат. наук, професор

_____ А. М. Черноус

**ЗВІТ
ПРО НАУКОВО-ДОСЛІДНУ РОБОТУ**

**КОМПЛЕКСНА РОЗРОБКА МЕТОДІВ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ
ОБРОБЛЕННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ЗА РАХУНОК
УДОСКОНАЛЕННЯ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ТА УМОВ ЇХ
ЗАСТОСУВАННЯ
(остаточний)**

Начальник НДЧ
канд. фіз.-мат. наук, с.н.с.

Д. І. Курбатов
«__» _____ 2017 р.

Керівник НДР
зав. кафедри технології
машинобудування, верстатів та інструментів
д-р. техн. наук, професор

В. О. Залога
«__» _____ 2017 р.

2017

Рукопис закінчено 23 грудня 2017 р.
Результати цієї роботи розглянуті на вченій раді СумДУ, протокол від 28 грудня
2017 р. № 4

СПИСОК АВТОРІВ

Пров. наук. співроб. д-р техн. наук Керівник НДР	_____ (підпис) _____ (дата)	В.О. Залога (реферат, вступ, висновки, розділи 1,2,3)
Відповідальний виконавець мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	Ю.В. Шаповал (розділи 1,2,3)
Старш. наук. співроб., канд. техн. наук	_____ (підпис) _____ (дата)	О.В. Івченко (розділ 1,2,3)
Старш. наук. співроб., д-р техн. наук	_____ (підпис) _____ (дата)	Д.В. Криворучко (розділ 1,2)
Мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	О.О. Залога (розділ 3)
Мол. наук. співроб. канд. техн. наук	_____ (підпис) _____ (дата)	В.О. Колесник (розділ 1)
Мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	В.В. Нагорний (розділ 1)
Мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	А.О. Нешта (розділ 1)
Мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	І.М. Дегтярьов (розділ 1)
Мол. наук. співроб.	_____ (підпис) _____ (дата)	Л.В. Голобородько (розділ 2)

Інженер	_____ (підпис) _____ (дата)	О.Г. Залога (розділ 2)
Інженер	_____ (підпис) _____ (дата)	В.Г. Форгонюк (розділ 2)
Інженер	_____ (підпис) _____ (дата)	І.О. Осадчий (розділ 1)
Інженер	_____ (підпис) _____ (дата)	А.Ю. Довгополов (розділ 3)
Інженер	_____ (підпис) _____ (дата)	А.С. Юнак (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	П.В. Рибалка (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	А.С. Павлова (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	Є.С. Лобов (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	С.П. Холявка (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	А.В. Лісовенко (розділ 2)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	Р.М. Гриценко (розділ 3)
Лаборант	_____ (підпис) _____ (дата)	І.С. Родін (розділ 2)

РЕФЕРАТ

Звіт: 140 с., 87 рис., 33 табл., 1 додаток, 121 використане джерело.

АВТОКОЛИВАННЯ, ВАЖКООБРОБЛЮВАНІ МАТЕРІАЛИ, ВІБРОДІАГНОСТИКА, ІМІТАЦІЙНЕ МОДЕЛЮВАННЯ, ІНСТРУМЕНТ, КОЛИВАННЯ, ЛЕЗО, МЕТОД СКІНЧЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ.

Об'єкт дослідження – процеси різання лезвими інструментами нових конструкційних важкооброблюваних матеріалів.

Мета роботи – створення теоретичних основ, технічних засобів та програмних продуктів визначення напружено-деформованого стану лезових інструментів в процесі їх експлуатації та розроблення методології проектування і прогнозування працездатності нових та удосконалення існуючих конструкцій лезових інструментів.

Методи дослідження: основні положення теорії різання, метод кінцевих елементів, методи визначення фізико-механічних властивостей матеріалів, методи визначення трибологічних властивостей матеріалів, методи контролю топографії поверхні, методи планування експерименту.

Розроблена скінчено-елементна модель важкооброблюваних та композиційних матеріалів. Запропоновано і впроваджено експериментальні методики визначення фізико-механічних, трибологічних властивостей і моделей багатокomпонентних матеріалів. Розроблені алгоритми та програмні модулі, що враховують рівень вібрацій та вплив контактних навантажень.

На основі даних літературного огляду розглянуто питання підвищення продуктивності обробки деталей малих діаметрів. Створено стенд, та розроблено методики, які дозволяють досліджувати поведінку технологічної системи в процесі різання при високій частоті обертання заготовки і шпинделя. Розроблено методику дослідження вібрацій у процесі обробки різанням із модуляцією частоти обертання шпинделя та паралельним наочним оцінюванням якості обробки поверхні по зразкам шорсткості, проведено натурні експерименти, які доводять правильність та працездатність гіпотез. Розроблено програмно-апаратний комплекс та методику його використання, які дозволяють діагностувати та контролювати стан елементів металообробної технологічної системи у режимі реального часу. Створено скінчено-елементну модель процесу різання у програмному середовищі Deform.

ЗМІСТ

с.

Вступ	7
1. Проведення досліджень та розроблення моделей важкооброблюваних матеріалів прийнятних для моделювання процесів різання	8
1.1 Дослідження анізотропії конструкційних важкооброблюваних матеріалів на макро-, мезо- та мікромеханічному рівні.....	8
1.2 Удосконалення методів розв'язку розв'язуючої системи рівнянь щодо врахування анізотропії властивостей.....	13
1.3 Удосконалення методів оновлення скінчено-елементної сітки.....	20
1.4 Удосконалення алгоритмів моделювання руйнування на макро-, мезо- та мікромеханічному рівні	25
1.5 Висновки.....	27
2. Проведення досліджень та розроблення методології моделювання процесу різання з урахуванням зміни форми різального леза в процесі оброблення. проведення трибологічних випробувань матеріалів різних груп.....	29
2.1 Аналіз причин та розвитку зношування при різних процесах різання	29
2.2 Розроблення алгоритму та програмних заходів моделювання зміни форми різального леза в процесі зношування	37
2.3 Проведення експериментальної перевірки розроблених моделей процесу різання	44
2.4 Проведення трибологічних випробувань матеріалів різних груп.....	52
2.5 Висновки	62
3 Проведення натурних експериментальних досліджень процесів точіння, свердління, фрезерування важкооброблюваних матеріалів, перевірка адекватності розроблених моделей робочих процесів різання. формулювання теоретичних положень, розробка методології керування геометрією різальної частини лезових інструментів, параметрами режиму різання для підвищення ресурсу інструментів, продуктивності оброблення в заданих умовах	65
3.1 Розроблення методології експериментальних досліджень процесів точіння, свердління та фрезерування важкооброблюваних матеріалів.....	65
3.2 Проведення експериментальних досліджень процесу точіння	75
3.3 Проведення експериментальних досліджень процесів свердління та фрезерування	84
3.4 Формулювання теоретичних положень і розробка методології керування геометрією різальної частини лезових інструментів та параметрами режиму різання для підвищення ресурсу інструментів та продуктивності оброблення в заданих умовах	100
3.5 Висновки	118

Загальні висновки	120
Перелік джерел посилання	122
Додаток А Лістинг програми.....	133

ВСТУП

Звіт виконувався в рамках НДР № 51.20.01-01.15/17.3Ф.

В ньому розглянуто актуальні питання щодо проектування лезових різальних інструментів з врахуванням явищ, що супроводжують процес різання нових конструкційних важкооброблюваних матеріалів деталей компресорів, насосів спеціального призначення та вітроенергетичних установок.

В розділі 1 проведено дослідження та розроблено скінчено-елементні моделі структури важкооброблюваних матеріалів прийнятних для дослідження анізотропії конструкційних важкооброблюваних матеріалів на макро-, мезо- та мікромеханічному рівні, а також удосконалено методи оновлення скінчено-елементної сітки.

Розділ 2 присвячено розробленню методології моделювання процесу різання, проведення досліджень та розробленню методології моделювання процесу різання з урахуванням зміни форми різального леза в процесі оброблення, а також проведено трибологічні випробування матеріалів різних груп та закладено основи аналізу причин та розвитку зношування при різних процесах різання.

В розділі 3 проведено натурні експериментальні дослідження процесів точіння, свердління та фрезерування важкооброблюваних матеріалів та перевірка адекватності розроблених моделей робочих процесів різання. Сформульовані теоретичні положення і розроблено методологію керування геометрією різальної частини лезових інструментів та параметрами режиму різання для підвищення ресурсу інструментів та продуктивності оброблення в заданих умовах.

1 ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ТА РОЗРОБЛЕННЯ МОДЕЛЕЙ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИЙНЯТНИХ ДЛЯ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ РІЗАННЯ

1.1 Дослідження анізотропії конструкційних важкооброблюваних матеріалів на макро-, мезо- та мікромеханічному рівні

Одним з найбільш яскравих представників анізотропних матеріалів є волокнисті полімерні конструкційні матеріали, до яких відносять вуглепластики, склопластики, кевлари та графітопласти.

У військових літаках широко застосовуються як металеві матеріали (титанові і алюмінієві сплави, сталі та ін.), так і волокнисті полімерні конструкційні матеріали (ВПКМ). Металеві матеріали становлять близько 80% маси реактивних двигунів через важкі умови експлуатації і по причині необхідності високої технологічності деталей для їх розміщення в обмеженому просторі. Використання ВПКМ в вузлах літака за останні 30 років збільшилася з 2 до 50% [1]. Слід зазначити, що маса металевих матеріалів як і раніше становить не менше двох третин від ваги планера з явно вираженою тенденцією зменшення частки алюмінієвих сплавів за рахунок їх заміни титановими сплавами [2]. ВПКМ не змогли повністю витіснити метали і сплави з конструкцій літальних апаратів через недостатні в порівнянні з титановими і алюмінієвими сплавами міцністю і жорсткістю, а також через відсутність економічної доцільності виготовлення деяких елементів конструкції з ВПКМ. Впровадження ВПКМ також ускладнено у зв'язку з ретельною процедурою їх сертифікації, пов'язаною з необхідністю проведення тривалих експериментальних досліджень. Разом з тим, ВПКМ все частіше використовуються в пакетах з алюмінієвими і титановими сплавами, що в цілому дозволяє знизити масу літального апарату без втрат в міцності його компонентів і зниження надійності конструкції в цілому.

Зростаючий попит на ВПКМ, та його використання в досить широкій номенклатурі вузлів і механізмів в різних галузях промисловості привели до

необхідності підвищення ефективності процесів їх механічної обробки, що в свою чергу підвищує актуальність теоретичних і експериментальних досліджень в області теорії різання і технології машинобудування, спрямованих на поглиблення знань про механізми стружкообразования, забезпечення якості і точності розмірів.

Фундаментальні особливості формування стружки і якість обробленої поверхні при різанні ВПКМ, в тому числі і вуглепластиків, вивчаються на основі процесу прямокутного різання. Сучасні уявлення про цей процес описані в роботах Koplev a. і ін. [3], Kaneeda T. і Masayuki T. [4], Arola D. і ін. [5], Singh I. та ін. [6], Marques A.T, Durão L.M [7, 8], Lasri L. [9], Wang X.M. і Zhang L.C. [10], Komanduri [11], Zitoune і ін. [12], Везуба Н.В. і Тарасюка А.П. [13] та ін. детальну інформацію про механіку стружкообразования можна знайти в оглядах [8, 14, 15, 16, 17].

Стружкоутворення при різанні однонаправлених ВПКМ сильно залежить від кута орієнтації волокон і в меншій мірі – від переднього кута. Залежно від спрямованості волокон і величин переднього кута леза інструменту формується один з п'яти типів стружки (рис. 1.1):

- стружка розшаровування (тип I) утворюється при різанні ВПКМ з кутом орієнтації волокон $\theta \rightarrow 0^\circ$ (рис. 1.1 а);

- стружка поздовжнього вигину (тип II), утворюється при різанні вПКМ з кутом спрямованості волокон $\theta \rightarrow 0^\circ$ інструментом з нульовим або від'ємним переднім кутом (рис. 1.1 б).

- стружка, яка формується зрізанням волокон (типи III і IV), утворюється при різанні ВПКМ в умовах, коли волокна ВПКМ руйнуються перпендикулярно до своєї вісі в результаті межшарового зсуву зі стисненням. Цей процес може мати місце в діапазоні кутів орієнтації волокон в межах $0^\circ < \theta < 90^\circ$ практично при будь-якій величині переднього кута (рис. 1.1 в, г). залежно від обсягу деформації зсуву можна отримати або суглобисту стружку при $\theta < 75^\circ$ (тип III), або елементну (рис. 1.1 д) при $\theta \rightarrow 90^\circ$ (тип IV). Стружка IV типу часто дуже схожа на порошок або пил;

- стружка макроразриву (тип V), утворюється при різанні вПКМ з великими кутами спрямованості волокон ($105^\circ < \theta < 150^\circ$) і супроводжується макроруйнування ВПКМ (рис. 1.1 г).

Дослідження показують, що механізм стружкообразования і тип стружки при різанні ВПКМ залежать від кута орієнтації волокон θ , переднього кута γ , радіуса округлення різальної кромки ρ , матеріалів матриці і волокнистого наповнювача, характеру армування. Кут орієнтації волокон θ - це кут між вектором швидкості головного руху різання v і проекцією осі волокна в головній січній площині.

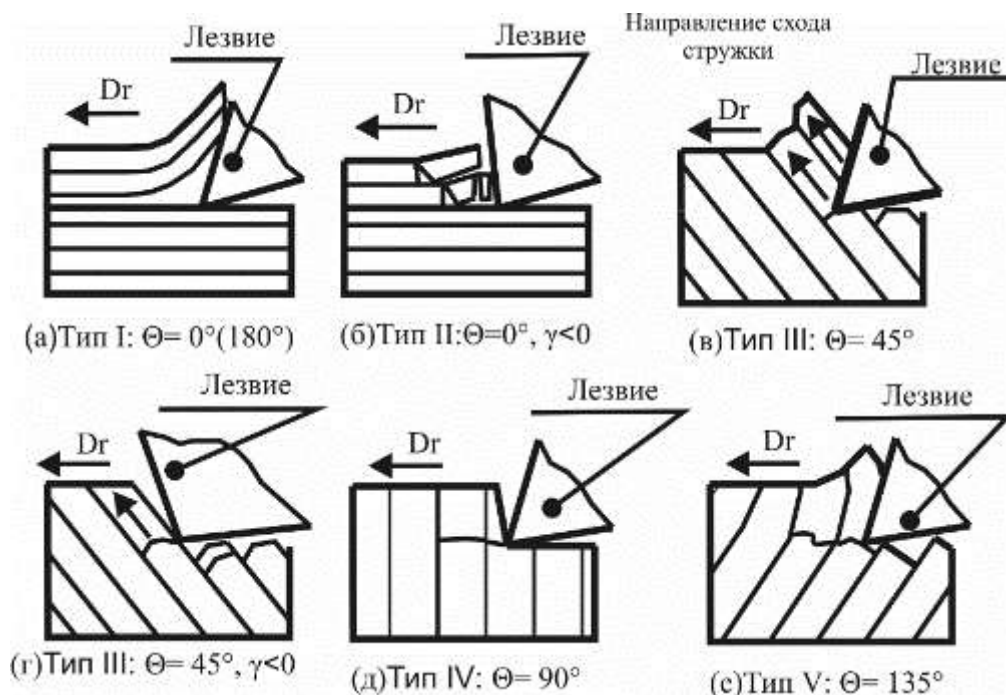


Рисунок 1.1 – Механізми стружкоутоворення і типи стружок, що формуються при прямокутному різанні вуглепластика гострозаточеним лезом [14]

При різанні з розташуванням вектора швидкості різання паралельно волокнам ($\theta = 0^\circ$) інструментом з великим позитивним переднім кутом γ стружка формується за рахунок розшаровування і крихкого зламу [14].

Задній кут α істотно не впливає на механізм формування стружки або топографію обробленої поверхні, за винятком незначного підвищення якості обробленої поверхні при великих значеннях α [14].

В умовах різання з малим відношенням товщини зрізу a до радіусу округлення різальної кромки ρ механізми стружкообразования змінюються зі зміною ρ . Якщо радіус округлення різальної кромки ρ дорівнює або менше поперечного розміру волокнистого наповнювача, то волокна легко зрізаються, і процес еквівалентний процесу різання абсолютно гострим лезом. Волокна відштовхуються (пружно

віджимаються) і погано зрізаються, коли радіус округлення різальної кромки приблизно в п'ять - десять разів більше діаметру волокна (рис. 1.2) [18, 19].

Матеріал матриці також впливає на процес формування стружки. Через відмінності в фізичних і механічних властивостях термопластів і реактопластів при їх різанні утворюються різні типи стружки. Армовані вуглеволокном реактопласти (вуглепластики), є більш міцними і крихкими в порівнянні з термопластами, утворюють елементну, порошкоподібну стружку за рахунок крихкого руйнування матриці і волокнистого наповнювача. При цьому може спостерігатися розтріскування матеріалу матриці.



Рисунок 1.2 – Схема формування стружки при різанні лезом з округленою ріжучою кромкою [14]

Залежно від механічних і фізичних властивостей волокнистого наповнювача ВПКМ також проявляють різні механізми руйнування і морфологію стружки при різанні. При різанні ВПКМ, армованих вугле - і скловолокном, спостерігається крихкий злам волокон, а при різанні ВПКМ на основі арамідних волокон - пластичний розрив волокнистого наповнювача. Різання ВПКМ на основі скловолокна супроводжується частковим вигином волокнистого наповнювача і утворенням тріщин. Це призводить до виривання волокон з матеріалу матриці.

Таким чином, особливості будови ВПКМ і їх руйнування в значній мірі характеризують специфічні умови процесів стружкоформування, якості обробленої поверхні і зносу робочих поверхонь лезвийного інструменту. До них можна віднести:

- порівняно малу межшарову міцність ВПКМ, здатну призвести до розшарування ВПКМ під дією сил різання. Для запобігання розшарування необхідно забезпечувати напрямки сил різання для стиснення шарів ВПКМ між собою, кінематично;

- малу пластичність ВПКМ, що приводить до утворення елементної стружки в процесі різання (IV тип);

- значну пружність матеріалу, що викликає зменшення діаметра отворів при їх обробці, а також великі сили тертя на задній поверхні інструменту, що вимагає збільшення заднього кута леза інструменту;

- токсичність і шкідливість стружки, що зумовлює необхідність їх ефективного видалення із зони обробки по всій площі стружкових канавок;

- малу теплопровідність ВПКМ, що приводить до інтенсивного розігріву інструменту навіть при відносно невеликих швидкостях різання;

- небажаність застосування мастильно-охолоджуючих рідин при різанні через зниження міцності матеріалу.

Сила різання при обробці ВПКМ залежить від кута спрямованості волокон, механічних властивостей ВПКМ, кута тертя, геометрії інструменту, режиму різання.

Кут орієнтації волокон найбільше впливає з усіх перерахованих факторів, оскільки змінює режим стружкоутворення і тип стружки. Зі збільшенням кута спрямованості волокон Θ приблизно до 60° тангенціальна проекція сили різання P_z повільно збільшується. Далі, при наближенні до $\Theta = 90^\circ$ спостерігається її різке збільшення. При подальшому збільшенні кута Θ тангенціальна проекція сили різання зменшується. Істотне зниження її величини спостерігається в діапазоні $\Theta = 100-165^\circ$. Радіальна проекція сили різання P_y хоча і зменшується, але в значно меншому ступені, ніж P_x .

Тертя на робочих поверхнях леза інструменту значно впливає на напруження і деформації в площині зсуву, а відповідно, і на тип стружки. Кут тертя μ при різанні углепластиків істотно залежить від кута орієнтації волокон Θ , причому ця залежність має синусоїдальну форму.

Зі збільшенням переднього кута у тангенціальна P_z і радіальна P_y проекції сили різання зменшуються. Це пов'язано з полегшенням процесів відділення стружки і її

ковзання по передній поверхні при великих передніх кутах γ . Ця тенденція як для углепластиків, так і для склопластиків підтверджується більшістю досліджень.

Теплові процеси при різанні ВПКМ підкоряються загальним закономірностям класичної теорії теплових процесів при різанні металевих сплавів [20]. Разом з тим питома теплоємність ВПКМ зазвичай більше, ніж у металевих сплавах, а питома теплопровідність значно менше. Тому, за інших рівних умов, якщо у заготовки з металевого сплаву і ВПКМ надійде одне і те ж кількість теплоти, температура в заготовці з ВПКМ буде більше.

При різанні ВПКМ теплота, що генерується в зоні первинних деформацій, не передається лезу, і тому її відведення в результаті теплопередачі вельми обмежена. Відводиться може тільки теплота з тонкого граничного шару на поверхнях контакту, що позначиться на обробленій поверхні у вигляді термічної деструкції.

Всі описані вище особливості стружкоутворення і пов'язаних з цим процесів в кінцевому підсумку впливають на якість обробленої поверхні і зношення інструменту.

1.2 Удосконалення методів розв'язку розв'язуючої системи рівнянь щодо врахування анізотропії властивостей

Створення моделей і дослідження на їх основі процесів різання ВПКМ ведуться за трьома основними напрямками: створення емпіричних моделей і моделей на основі штучного інтелекту, аналітичних і чисельних моделей.

Експериментальним дослідженням процесів різання ВПКМ і побудови емпіричних моделей цього процесу в даний час присвячено більшість досліджень. Значний внесок у вивчення фізики процесу різання КМ внесли роботи вчених наукової школи М. Ф. Семко: Дрожина В. І. [30], Везуба Н. В. [31], Кравченко Л.С. [32]. У 70-80-ті роки 20 століття роботи виконувалися в Механічному Інституті (м.Санкт-Петербург) під керівництвом Степанова А. А. [33], Омському політехнічному інституті під керівництвом Штучного Б. П. [34], в МВТУ ім. Баумана (м.Москва) під керівництвом Подураєва В. Н. [35], в Інституті

надтвердих матеріалів НАН України (Сороченко в. г. [88]), в УКРНДІАТ (Лупкін Б. В. [89]), науковими школами проф. König w. [90], проф. Davim J. P. [16], проф. Ramulu M. [38], проф. Kim D. [39] та інших. Для розрахунку сили різання при прямокутному ортогональному точінні, свердлінні, фрезеруванні досить часто застосовуються емпіричні моделі Tanguy J. C., Schlesinger C. [37].

Велика номенклатура структур ВПКМ робить привабливим застосування моделей на основі штучного інтелекту для опису їх поведінки, виявлення впливу різних чинників на показники процесу переривчастого свердління [40], побудова моделі осьової сили під час свердління [41, 42], моделей властивостей матеріалів [43] та ін.

Аналітичні моделі використовуються в сучасних дослідженнях різання ВПКМ як інструмент для прогнозування сил різання. Якість обробленої поверхні, критична для розшарування осьова сила свердління, коефіцієнт розшарування розглядалися в роботах Tsao C. C. [44-46], Hocheng H. [47], Jain S. [48] Sadat A. B. [49].

Вивчення стружкоутворення проводилося в основному на 2D-моделях ортогонального різання Zhang L. і ін. [26], Puw H. Y. і Hocheng H. [50]. іноді, застосовувались моделі з умовною площиною зсуву [9]. Механізм руйнування ВПКМ включає чотири типи руйнування: руйнування волокон, випинання і перегин волокон, утворення тріщин в матриці при поперечному розтягуванні і зсуві, дроблення матриці при поперечному стисненні і зсуві [51]. Така поведінка ВПКМ обумовлює значні складності побудови аналітичних моделей, що призводять до введення значних припущень і спрощень, застосування лінійних теорій руйнування. Емпіричні моделі і моделі на основі штучного інтелекту приховують фізичні і механічні аспекти явищ, що відбуваються за загальною формою рівнянь регресії або алгоритмів, що реалізують нейронні мережі. У зв'язку з цим лише чисельні моделі, незважаючи на їх складність і ресурсомісткість, дозволяють виявити особливості фізики і механіки процесів, що відбуваються при різанні ВПКМ. Тому розглянемо досягнення в створенні цих моделей більш докладно.

Досліджень, які використовують чисельні методи для моделювання обробки КМ, опубліковано досить мало в порівнянні з кількістю таких досліджень, виконаних для процесів обробки різанням металевих сплавів [52]. Дослідники

використовують переважно метод скінченних елементів (МСЕ). Основні принципи побудови скінчено-елементних моделей процесів різання КМ такі ж, як і при створенні моделей різання металевих матеріалів [53]. Основні відмінності полягають в описі поведінки оброблюваного матеріалу і виборі критеріїв руйнування. У цьому напрямку слід відзначити роботи Arola D. і Ramulu M. [54], Mahdi M.I і Zhang L. [55], Durao L.M. та ін. [56, 57], Budan D.A. і Vijayarangan S. [58], Zitoune R. і Collombet F. [59], Rahme P., Landon Y., Lachaud F., Piquet R. [60], Bhattacharya D. і Horrigan D.P. [61], Singh і. та ін. [62, 63], Piiescu D. [19], Böhm A. [64], Larsi L. [9], Calzada K.A. [65], Venu Gopala Rao G. [66, 67117], Ramesh M. V. та ін. [68], Nayak D. та ін. [69], Pramanik та ін. [70], Dandekar C. та Shin Y. [71] та ін. Аналіз цих робіт свідчить про те, що неоднорідність складу і властивостей ВПКМ вимагає застосування спеціальних прийомів для опису поведінки ВПКМ при різанні. У зазначених роботах дослідники застосовували різні підходи до опису поведінки ВПКМ при різанні. Залежно від глибини деталізації опису структури ВПКМ виділяють три рівня [9, 72] деталізації: макромеханічеській, мезомеханічеській і мікромеханічних методи. На мікромеханічному рівні компоненти КМ (волокно, матриця і межа «волокно - матриця») розглядаються як окремі, пов'язані між собою, однорідні тіла. як показали рішення, отримані для процесів прямокутного різання дослідженнями Nayak D. і ін. [66], Venu Gopala Rao G. и др. [67, 68], Pramanik и др.[69], Larsi L. [9], Calzada K. A. [70], Dandekar C. и Shin Y. [71], цей підхід дозволяє досить точно прогнозувати сили різання з урахуванням руйнування ВПКМ.

Проаналізувавши процес обробки різноспрямованого багат шарового композиційного матеріалу, був зроблений висновок, що свердління отвору в композиті може бути замінено вільним різанням типових ділянок одного односпрямованого шару.

Тобто моделювання процесу різання шару з різним кутом нахилу волокон до ріжучого клину буде досить, щоб простежити процеси в усьому композиті при свердлінні (рис. 1.3).

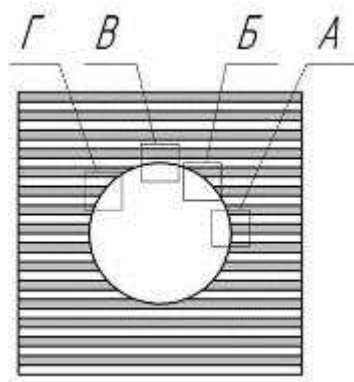


Рисунок 1.3 – Вибір типових ділянок з напрямком волокон $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ$ відносно різального клину

Як було показано раніше в літературному огляді положення волокна щодо різучої кромки визначає умови різання і пошкодження поверхні після зрізання припуску. свердло має, щонайменше, 5 різальних кромки, різним чином орієнтованих відносно волокон і напрямку головного руху різання D_r . Нехай в загальному випадку положення волокна характеризується кутами ейлера θ, χ, η . Тоді в статичній системі координат вісь Z , яка орієнтована щодо напрямку головного руху різання, вісь X знаходиться в площині різання і утворює кут λ з головною різальною кромкою, а площину ZY визначає головну січну площину (рис.1.4). Кут θ є кутів між віссю Z і напрямком волокна в даній точці заготовки, кут χ - є кутом між віссю y і напрямком волокна, а кут η - кутом між віссю x і напрямком волокна.

Відомо, що головний вплив на процес стружкоутворення здійснює кут орієнтації волокна θ_0 , вимірюваний в головній січній площині P_r . Якщо уявити волокно в точці O у вигляді вектора, то його координати будуть визначатися напрямними косинусами:

$$\bar{l} = (\cos \theta, \cos \chi, \cos \eta) \quad (1.1)$$

Тоді кут орієнтації волокна θ_0 в головній січній площині можна обчислити за формулою:

$$\tan \theta_0 = \frac{\cos \chi}{\cos \theta} \cdot \quad (1.2)$$

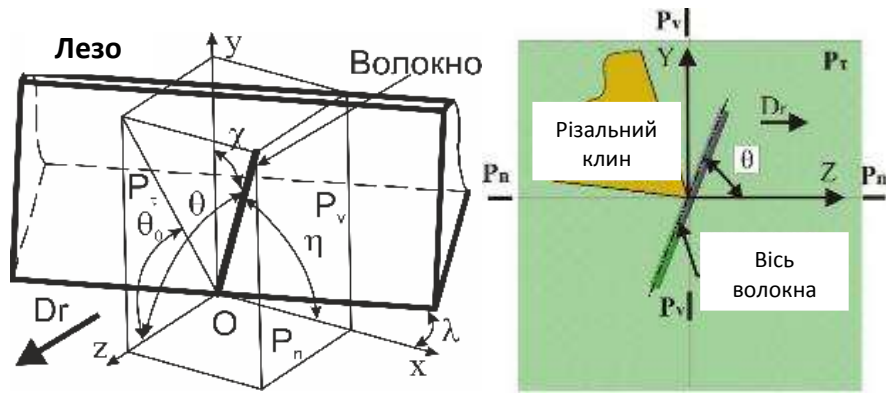


Рисунок 1.4 – Розрахункова схема для визначення кута орієнтації волокна

Для відділення впливу різнонаправленості багатшарового композиційного матеріалу в роботі було розглянуто процес різання окремих шарів з однаковим напрямком волокон. Виходячи із запропонованої просторової схеми орієнтації волокна щодо ріжучої кромки і напрямку головного руху (рис. 1.5 а), було запропоновано виконати перехід від 3D-різання в еквівалентний 2D-процес прямокутного вільного різання.

Аналіз зміни кута при обертанні свердла показав, що зі зменшенням кут в плані φ ріжучої кромки, збільшується діапазон зміни цього кута. Отже, тим меншій мірі він залежить від величини вихідного кута θ . Так при $\varphi = 0$ кут змінюється в діапазоні від 0 до 360 °. У зв'язку з цим типовим орієнтаціями були прийняті 0 °, 45 °, 90 °, 135° (рис. 1.5 б).

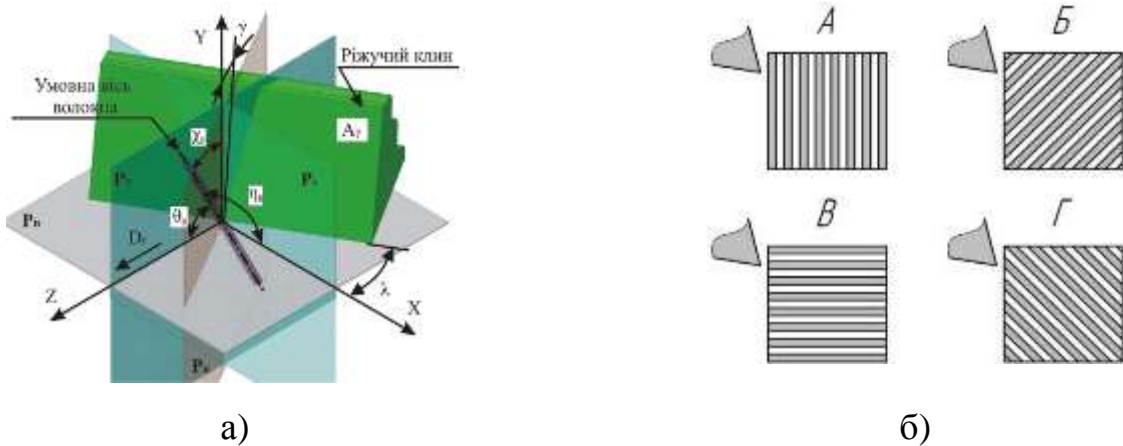


Рисунок 1.5 – Схема просторової орієнтації волокна : а) в просторі, б) в головній січній площині

Ріжучі кромки свердла по-різному орієнтовані відносно головного руху різання і, більш того, при обертанні свердла безперервно змінюють своє положення в просторі і щодо волокна (рис. 1.6). тому слід очікувати, що кут θ_0 буде безупинно змінюватися. для дослідження цього явища розглянемо наступні співвідношення.

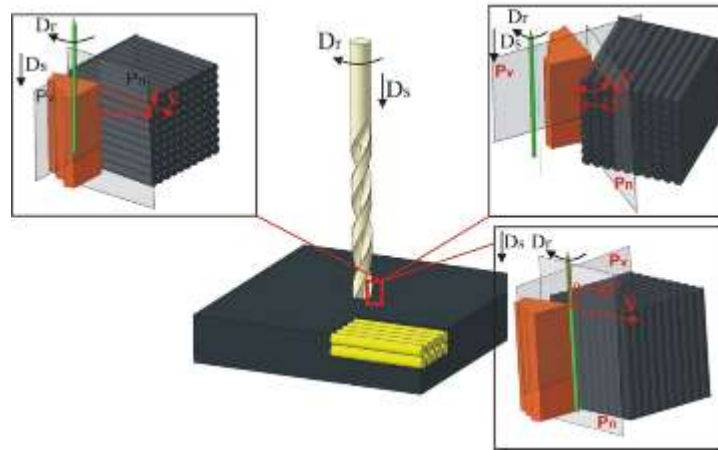


Рисунок 1.6 – Положення різальних кромки свердла відносно волокон ВПКМ

Нехай глобальна система координат орієнтована таким чином: Z - в напрямку волокна, Y - в напрямку осі свердла, X - так, щоб формувати праву систему координат. Тоді для ріжучої кромки з кутом в плані φ вектор волокна з вихідним кутом спрямованості θ буде поставлено наступним співвідношенням:

$$\bar{l}' = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta & -\sin \theta \\ 0 & \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \varphi & -\sin \varphi & 0 \\ \sin \varphi & \cos \varphi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Обертання свердла на кут ψ змінює положення системи координат, пов'язаної з ріжучою кромкою і, отже, координати вектора волокна в ній. Ця зміна може бути розраховане наступним чином. Нехай вісь обертання в глобальній системі координат задається вектором. В системі координат ріжучої кромки координати цього вектора будуть:

$$\bar{O}' = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos \varphi & -\sin \varphi & 0 \\ \sin \varphi & \cos \varphi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1.4)$$

Тоді кватерніон, що характеризує поворот навколо цієї осі можна записати як:

$$q = [w \quad x \quad y \quad z] = \cos(\psi/2) + o'_x \sin(\psi/2)i + o'_y \sin(\psi/2)j + o'_z \sin(\psi/2)k \quad (1.5)$$

Використовуючи формулу (1.2) можна обчислити кут орієнтації волокна θ_0 в головній січній площині, використовуючи координати вектора. Для реалізації цього алгоритму була розроблена програма в середовищі MatLAB (рис. 1.7) та додаток А.

```

=====Начало основной программы=====
phi=70; % угол в плане режущей кромки
teta00=89; % исходный угол волокна
phi_d=90-phi; idx=1:101;
ph=2*pi/100*(idx-1); a00=[0 0 1];
N = angle2dcm( -teta00*pi/180, 0, 0, 'XZY' ); %Поворот относительно оси X
a0=a00*N; N = angle2dcm( -phi_d*pi/180,0, 0, 'ZXY' ); %Поворот относительно оси Z
a0=a0*N; angles=zeros(101,1);
for i=1:101 % Цикл по углу поворота сверла
    a1=calca1(a0,ph(i),phi_d*pi/180); %Расчет угла ориентации волокна  $\theta_0$ 
    angles(i)=atan2(a1(2),a1(3))/pi*180;end
plot(ph/pi*180,angles); %Построение графика
%Функция расчета угла ориентации волокна  $\theta_0$  в системе координат повернутого сверла
function a1=calca1(a0,ksi,phi) a00=[0 1 0];
N = angle2dcm( -phi,0, 0, 'ZXY' ); a=a00*N; q = [cos(ksi/2) a*sin(ksi/2)]; M = quat2dcm(q); a1=a0*M;
===== Конец основной программы =====

```

Рисунок 1.7 – Програма для розрахунку зміни кута орієнтації волокна θ_0 при повороті свердла

Результати розрахунку показують, що чим менше кут в плані φ ріжучої кромки, тим більше діапазон зміни кута θ_0 і тим менше він залежить від величини вихідного кута θ (рис. 1.8). Дійсно при $\varphi > 0^\circ$, що характерно для допоміжних різальних кромок, кут орієнтації волокна θ_0 змінюється в діапазоні від 0 до 360° незалежно від кута вихідної просторової орієнтації волокна θ . Збільшення кута φ зменшує діапазон зміни кута θ_0 і робить його чутливим до вихідної просторової орієнтації волокна θ . Так при $\varphi = 70^\circ$, що характерно для головної різальної крайки твердосплавного свердла, кут орієнтації волокна θ_0 змінюється тільки в межах 180° при $\theta = 1^\circ$, і в межах 2° при $\theta = 89^\circ$. При $\varphi = 90^\circ$ це зміна ще менше. Таким чином, така зміна кута θ_0 пояснює спостережувані зміни характеру пошкоджень поверхні отвори по його твірній - в кожному положенні ріжуча кромка працює в різних умовах.

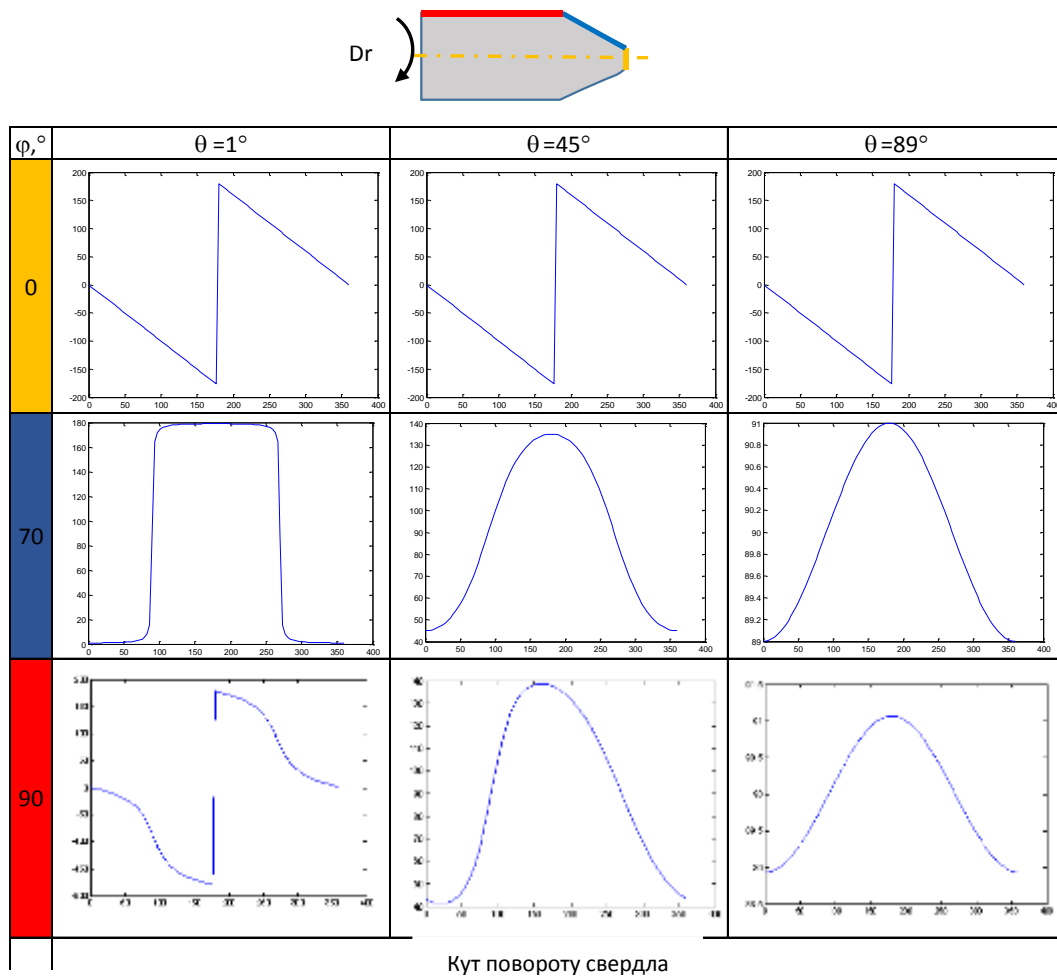


Рисунок 1.8 – Вплив кута в плані різальної кромки на характер зміни кута орієнтації волокна θ_0 в головній січній площині

1.3 Удосконалення методів оновлення скінчено-елементної сітки

Спираючись на світовий досвід в моделюванні процесів механічної обробки ВПКМ, було прийнято рішення про створення мікромеханічних моделі, як такої що найбільш точно описує процеси руйнування ВПКМ. Для цього в програмі LS-DYNA було досліджено різання ВПКМ з різною орієнтацією волокон однолезвійним інструментом. Розрахункову схему представлено у вигляді СЕ-частини заготовки з ВПКМ шириною $b = 0,13$ мм, довжиною $l = 0,5$ мм і висотою $h = 0,5$ мм (рис. 1.9). Товщина зрізаного шару a прийнята рівною 0,1 мм. При створенні СЕ-сітки розмір скінченного елемента був обраний рівним діаметру вуглецевого волокна і склав 10 мкм. Розмір СЕ-сітки леза був прийнятий рівним 50 мкм.

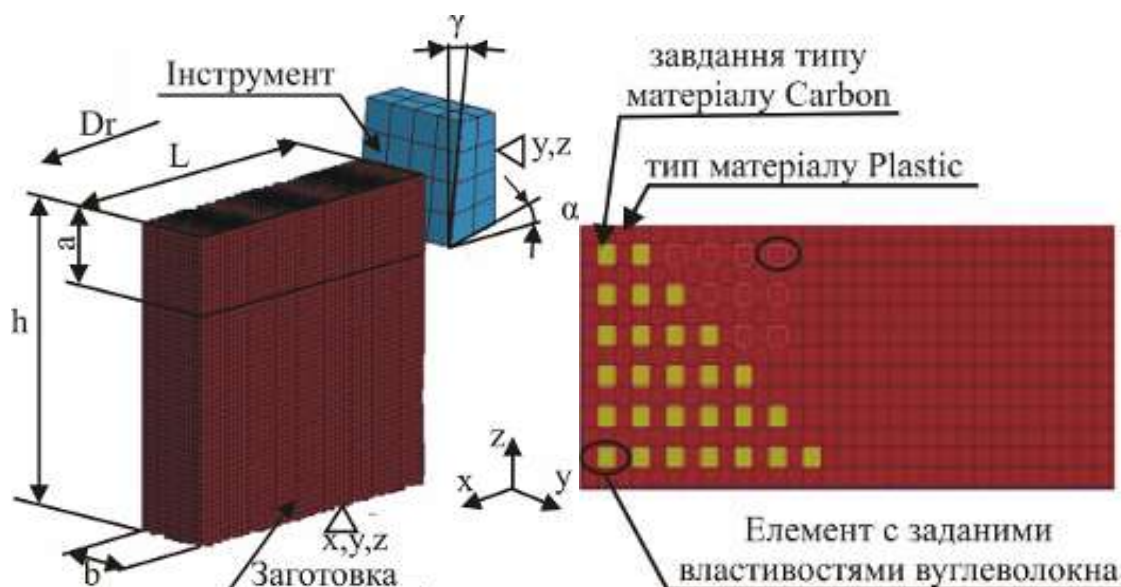


Рисунок 1.9 – Розрахункова схема СЕ-моделі

Для створення розрахункової моделі різання використані об'ємні елементи першого порядку з рівномірним розподілом напружень в обсязі елемента. Критерієм руйнування волокна виступали максимальні головні напруження, а критерієм руйнування матриці – величина накопичених пластичних деформацій. Зв'язок між волокном і матрицею прийнято абсолютно жорстким. Для прискорення розрахунку інструмент прийнятий абсолютно твердим.

Створена в ANSYS V14.5 модель була імпортована в LS-DYNA, LS-PrePost-3.2 для подальших перетворень. Вихідний об'єкт був послідовно розділений на двокомпонентний матеріал шляхом послідовного завдання ряду кінцевих елементів властивостей вуглецевого волокна. Таким чином, була отримана KE модель прямокутного різання ВПКМ на мікромеханічному рівні деталізації з роздільним завданням властивостей компонентом композиційного матеріалу (рис.1.10).

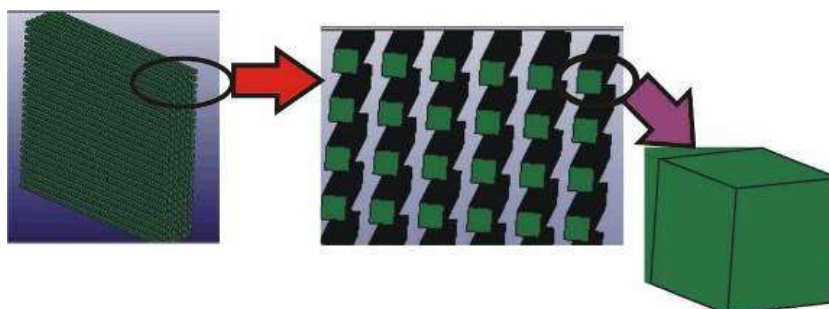


Рисунок 1.10 – Структура скінчено-елементної сітки

Завдання граничних умов - один з відповідальних етапів кінцево-елементного аналізу. Функцією * BOUNDARY задається рух ріжучого клина вздовж осі X, використовуючи при цьому опцію * PRESCRIBED_MOTION_RIGID, призначену для завдання руху абсолютно твердих тіл.

Задаються параметри:

ID = 1 - ідентифікатор опції;

TITLE = move tool - назва ідентифікатора;

PID = 2 - ідентифікатор деталі (деталь 2 - інструмент);

DOF = 1 - використовувані ступеня свободи (1 - рух уздовж осі X);

VAD = 0 - визначення задається параметра руху (0 - швидкість);

DEATH = 1028 - час, через яке знімається заданий рух.

Для вирішення задачі моделювання процесу різання в умовах формування стружки а, отже, нових поверхонь, не визначених на етапі створення моделі, в деяких випадках можна отримати стійке рішення контактної задачі за допомогою алгоритму * ERODING_SURFACE_TO_SURFACE, перевагою якого є можливість завдання узагальненої залежності, де p - контактний тиск, шляхом завдання таблиці відповідної функції в карті * DEFINE_TABLE і посилання на неї в параметрі FD при $FS = 2,0$.

Контактна взаємодія було реалізовано моделлю * ERODING_SURFACE_TO_SURFACE.

Задаються параметри:

SSID = 2 - ідентифікатор підлеглого сегмента (2 - заготовка);

MSID = 3 - ідентифікатор головного сегмента (3 - інструмент).

На основі аналізу робіт [73, 74] коефіцієнт тертя приймаємо рівним 0,5.

Методом проб і помилок було встановлено, що стійке рішення досягається при величині коефіцієнта зменшення кроку інтегрування не більше 0,5.

У вкладці * MAT задаються моделі матеріалу. Так, наприклад, для інструменту було обрано модель * RIGID, тому що інструмент був прийнятий абсолютно твердим тілом, що не деформується. Завдання таких характеристик обумовлено тим, що на даному етапі ці дані не є критично важливими.

Задаються параметри:

MID = 1 ідентифікатор деталі;

TITLE = for tool - назва ідентифікатора;

RO = 9800 кг / м³ - щільність матеріалу інструменту (для твердосплавного інструменту);

E = 420 ГПа - модуль Юнга;

PR = 0,3 - коефіцієнт Пуассона.

Модель * `_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY` може застосовуватися для моделювання процесу різання на низьких швидкостях різання, коли можна знехтувати температурним зниженням міцності оброблюваного матеріалу. Параметри моделі можуть бути отримані випробуваннями по ГОСТ 1497-84. Якщо немає інших достовірних даних, то ця модель є першим наближенням при вирішенні будь-якої задачі моделювання процесу різання. Для цієї опції характерно завдання співвідношення між пластичними деформаціями і межею плинності.

Задаються параметри:

MID - ідентифікатор деталі;

TITLE - назва ідентифікатора;

RO = 1900 кг / м³ - щільність матеріалу епоксидної смоли;

E = 1,4 МПа - модуль Юнга;

PR = 0,45 - коефіцієнт Пуассона;

ES - напруга течії з графіка кривої зміцнення;

EPS - логарифмічна деформація (відповідно напрузі).

Для волокна задаємо модель матеріалу * `ELASTIC`. Ця функція призначена для опису поведінки пружного матеріалу.

Задаються параметри:

MID - ідентифікатор деталі;

TITLE - назва ідентифікатора;

RO = 1690 кг / м³ - щільність вуглецевого волокна;

E = 422 МПа - модуль Юнга;

PR = 0,3 - коефіцієнт Пуассона.

Опція * `BOUNDARY_SPC_NODE` передбачає завдання обмежень за ступенями свободи для одного вузла. Зазвичай це ключове слово не використовують

для закріплення абсолютно твердого інструменту, хоча це і можливо. У кожному з полів "DOF" ставлять «1» проти тієї осі, де необхідне обмеження ступеня свободи, і «0» - там, де обмежень немає. Опція * BOUNDARY_SPC_SET відрізняється від попередньої тим, що виконує завдання ступенів свободи для декількох вузлів, обмежених в списку * SET_NODE. Оскільки кількість вузлів велике, то список зручно формувати виділенням вузлів прямокутним паралелепіпедом, що задається опцією * DEFINE_BOX, з використанням опції * SET_NODE_GENERAL «options = BOX». Прямокутний паралелепіпед задається координатами своїх діагональних вузлів. Таким чином, за допомогою опції «SPC» заготовка була позбавлена шести ступенів свободи. Для досліджуваної нами моделі граничні умови задані жорстким закріпленням заготовки по підставі. На бічних межах заготовки було задано обмеження на переміщення по нормалі до неї.

Наступним кроком стало завдання швидкості руху інструменту, використовуючи параметр «LCID» опції * BOUNDARY, де в осередках A1 і O1 задається швидкість по абсциссе і ординате відповідно. Оскільки переміщення ріжучого інструменту обмежується поступальним рухом уздовж осі X, в осередок O1 вписуємо 600, що відповідає швидкості 10 м / с, згідно з довідником для твёрдосплавного інструменту. При ставленні швидкості різання ідентифікаційний номер «LCID» імпортується у вкладку * BOUNDARY. Як наслідок, формується зв'язок між швидкістю і напрямком руху.

Після введення всіх параметрів в препроцесорів модель повністю готова до проведення віртуального експерименту.

Для проведення обробки файл з моделями, збережений у форматі «.k», переноситься в систему скінчено-елементного аналізу LS-DYNA. Для цього вибираються каталог із зазначеним файлом і безпосередньо сам файл. Після чого для запуску розрахунку натискається кнопка «Run», і система автоматично проводить розрахунок. По завершенню розрахунку системою в обраному раніше каталозі зберігаються файли з результатами обробки, налаштовані на роботу в постпроцесорі LS-PrePost-3.2.

1.4 Удосконалення алгоритмів моделювання руйнування на макро-, мезо- та мікромеханічному рівні

Для визначення механізму руйнування ВПКМ при механічній обробці лезвийні інструментом для різних кутів спрямованості волокон (0° , 45° , 90° , 135°), були створені, СЕ моделі різця і заготовки. Обробка виконується ріжучим клином з переднім кутом $\gamma = 7^\circ$ і заднім кутом $\alpha = 10^\circ$. Товщина шару, що зрізається становила 0,1 мм. Визначення сили різання виконувалося в усіх точках досліджуваної області (табл. 1.1).

Таблиця 1.1 – План віртуального експерименту

ρ , мм	V , м/хв	Θ , град.	γ , град.	α , град.	Ділянки заготовки							
					1		2		3		4	
					P_{zmin}, H	P_{zmax}, H	P_{zmin}, H	P_{zmax}, H	P_{zmin}, H	P_{zmax}, H	P_{zmin}, H	P_{zmax}, H
0,05	30	0	7	10	0	10	10	160	160	180	-30	45
		45			0	0	0	130	0	130	-35	40
		90			0	0	10	160	70	160	-40	120
		135			0	0	0	130	40	140	0	40

Nayak D. і співавтори [119] за допомогою розробленої ними мікромеханічними моделі в пакеті ABAQUS показали теоретично, що зі зміною кута орієнтації волокон θ величина головної проекції сили різання змінюється більш ніж в 2 рази, досягаючи максимуму при куті $\theta = 90^\circ$ і мінімуму - при куті $\theta = 0^\circ$ (рис. 1.11). Calzada K. і співавтори вдосконалили двовимірну квазістатичну скінчено-елементну мікромеханічну модель процесу прямокутного різання Nayak D., включивши в неї не одне, а кілька волокон як окремі тіла, когезійно пов'язані з матрицею [75]. Їх модель дала ті ж якісні результати. слід зазначити, що експериментальні дані Wang D. H., і ін. [72] також доводять, що максимальне

значення головної проекції сили різання досягається при $\theta = 90^\circ$. Таким чином, незважаючи на похибка прогнозу абсолютної величини сили різання, мікромеханічні моделі досить добре і якісно описують поведінку ВПКМ при різанні. Це є передумовою для оцінки якості обробленої поверхні за допомогою цих моделей.

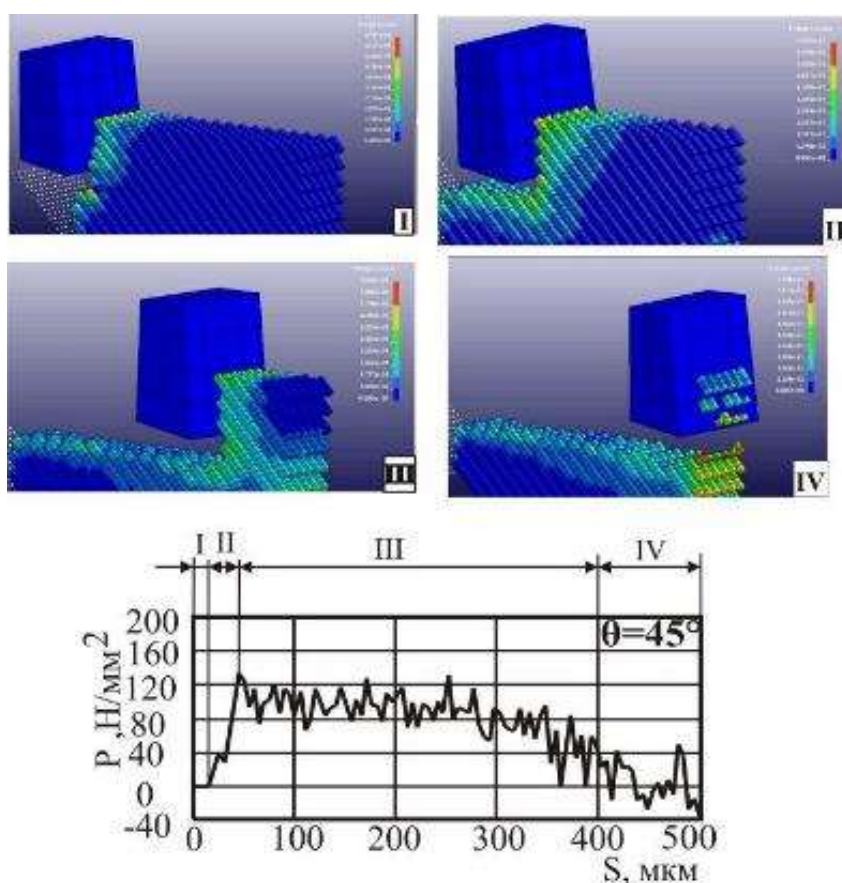


Рисунок 1.10 – Модель різання ВПКМ з кутом направленості волокон 45°

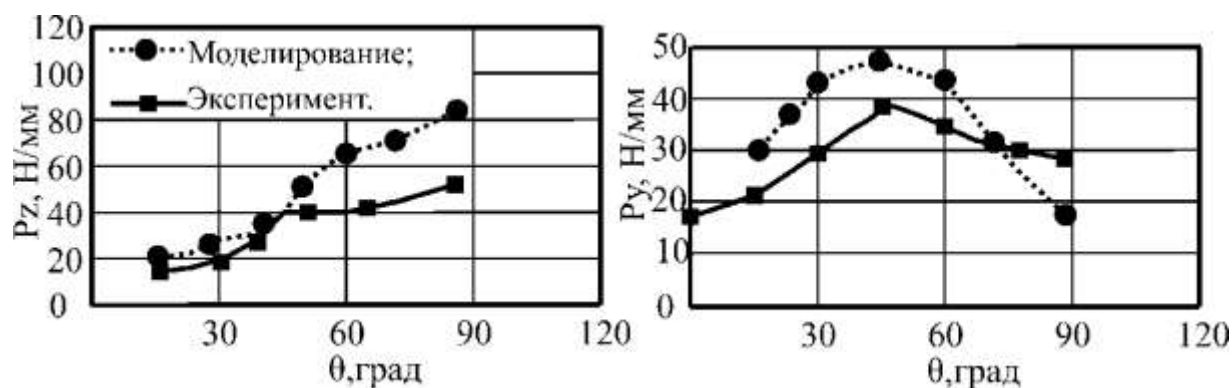


Рисунок 1.11 – Вплив кута орієнтації волокон в головну проекцію P_z і радіальну проекцію P_y питомої сили різання [115, 119]

На етапі (I) моделювання процесу різання (рис.1.12) різальна кромка тільки торкається поверхні. На етапі (II) різальна кромка починає різання шару вуглепластику, про що свідчить збільшення сили різання. Етап (III) характеризується стабільною роботою інструменту і коливанням сил різання в межах від 80 до 130Н/мм. Осьова сила зберігається незмінною аж до зменшення товщини оброблюваного шару і початку четвертого етапу. Етап (IV) характеризується закінченням процесу різання і виходом різального клину з матеріалу (рис. 1.12).

Чисельними методами розрахунку встановлено, що кут орієнтації волокон впливає на середню величину сили різання, амплітуду її коливань, глибину пошкоджень поверхні різання. Найменший вплив в напрямку головного руху різання виявлено при куті орієнтації волокон $\theta=135^\circ$, а найменша глибина пошкодження обробленої поверхні – при куті спрямованості волокон $\theta=45^\circ$.

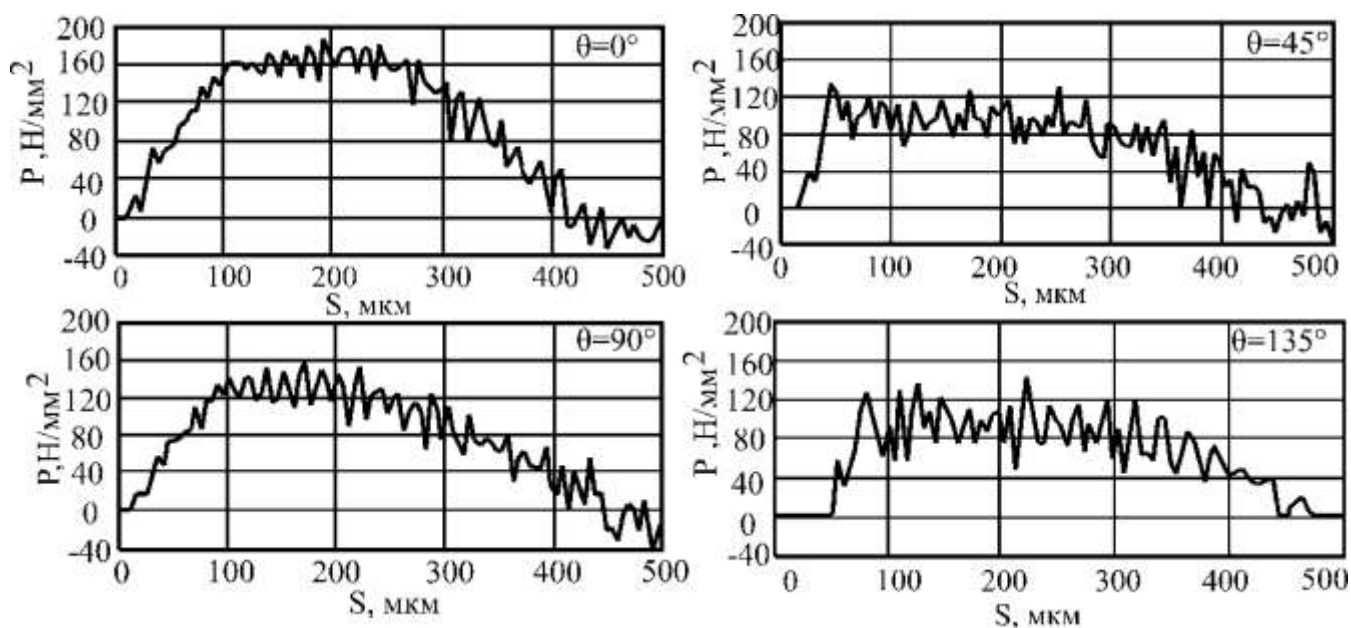


Рисунок 1.12 – Графік зміни питомої сили різання при різних кутах орієнтації волокна ВПКМ

1.5. Висновки

1. Не дивлячись на те, що методи дослідження міцності ВПКМ із застосуванням методу скінченних елементів вже добре розвинені, в даний час

роботи по створенню скінчено-елементних моделей процесів різання ВПКМ тільки починаються. Існують мікромеханічні, мезомеханічні і макромеханічні моделі.

2. Запропоновано схему просторової орієнтації волокна, яка враховує взаємодію різних різальних крайок осьового інструменту в процесі механічної обробки ВПКМ. Розроблено співвідношення для перетворення 3D-системи різання волокна ріжучими кромками свердла в еквівалентні 2D-моделі прямокутного різання.

3. Використовуючи метод скінчених елементів, була розроблена модель процесу різання під час свердління в головній січній площині головної різальної кромки. Модель розроблена на мікромеханічному рівні: матриця і волокна розглядалися як окремі матеріали з різними визначальними рівняннями і критеріями руйнування.

4. Проведено розрахунки, які показали її працездатність і можливість визначення сили різання, глибини пошкодження поверхневого шару і витягування волокон.

5. Встановлено що кут орієнтації волокон впливає на середню величину сили різання і амплітуду її коливань. Найбільше значення сили різання спостерігається при $\theta = 0^\circ$, а найменше значення сили різання зафіксовано при $\theta = 45^\circ, 135^\circ$.

6. Пошкодження обробленої поверхні також залежить від орієнтації волокон. на торцевій площині вони залежать від кута η , на бічній поверхні отвору - від кута θ . найменші пошкодження спостерігається при $\theta = 45^\circ$ і $\theta = 90^\circ$.

2 ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ТА РОЗРОБЛЕННЯ МЕТОДОЛОГІЇ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ З УРАХУВАННЯМ ЗМІНИ ФОРМИ РІЗАЛЬНОГО ЛЕЗА В ПРОЦЕСІ ОБРОБЛЕННЯ. ПРОВЕДЕННЯ ТРИБОЛОГІЧНИХ ВИПРОБУВАНЬ МАТЕРІАЛІВ РІЗНИХ ГРУП

2.1 Аналіз причин та розвитку зношування при різних процесах різання

Безперервне підвищення вимог до якості сучасних машин і агрегатів, їх довговічності і надійності викликає необхідність широкого застосування нових конструкційних матеріалів, що характеризуються заданою структурою, високою твердістю, низькою теплопровідністю і теплостійкістю, що характеризуються низькими показниками оброблюваності різанням і специфічними особливостями механічної обробки.

На даний момент машинобудування зробило величезний стрибок у сфері обробки матеріалів з використанням прогресивного ріжучого інструменту з нових інструментальних матеріалів поліпшеної геометрії та підвищеної стійкості застосуванням різних способів комбінованої обробки з внесенням додаткових потоків енергії та нових кінематичних схем. Однак не можна сказати, що проблеми виготовлення деталей машинобудівного призначення повністю вирішені. Динамічний розвиток економіки і конкурентна боротьба в умовах ринку вимагають постійного вдосконалення технологій виробництва з урахуванням високих характеристик, що пред'являються до якості продукції та швидкості виготовлення при обов'язковому зниженні витрат енергії та відходів виробництва [32].

Одним з головних аспектів при виготовленні деталей є якість продукції, яке значною мірою визначається багатьма складовими. Одним з основних показників є фізико-механічний стан поверхневого шару деталей машин, який формується в процесі їх виготовлення в результаті складної термомеханічної взаємодії заготовки, ріжучого інструменту, стружки, а також технологічного (мастильно-охолоджувального) і навколишнього середовища в контактних зонах механічної обробки. Тому для випуску конкурентоспроможної продукції сучасні процеси виготовлення деталей машин повинні включати технологічні методи і прийоми, що

забезпечують можливість спрямованого формування якості поверхневого шару. При виготовленні прецизійних деталей виникла необхідність розробки нових технологічних методів і прийомів. Ці прийоми, як правило, засновані на концентрації фізичних принципів впливу на об'єкт обробки, що перешкоджають технологічному спадкоємству змін, внесених до теплонавантажених поверхневий прошарків [33, 58].

Постійно розвивається і вдосконалюється ріжучий інструмент. З кінця XIX і до середини XX століття процеси зняття стружки в металообробній промисловості динамічно розвивалися. Основним інструментальним матеріалом була вуглецева сталь, яка має низьку зносостійкість і недостатньою здатністю протистояти тепловим навантаженням. У процесі різання ріжуча кромка інструменту, виготовлена з інструментальної сталі з вмістом вуглецю 1,2 % і загартована до твердості 66 HRC, могла протистояти температурам 200-250 °C, і допускати обробку зі швидкостями різання 10-15 м/хв. Дещо пізніше з'явилися леговані інструментальні сталі, швидкорізальні сталі, тверді сплави, мінералокерамічні матеріали, штучні алмази, інструменти на основі надтвердих нітридів бору [76, 77]. З появою нових матеріалів кардинально змінювалося уявлення про процес різання в цілому і його можливості.

В даний час найбільші виробники ріжучого інструменту підвищують продуктивність обробки за рахунок поліпшення як геометрії змінних непереточуваних пластин, так і розробки нових інструментальних матеріалів при активному використанні покриттів [78-80]. Наприклад, компанією Sandvik Coromant активно впроваджується новий сплав GC4325. Його головне достоїнство - поєднання здатності працювати на підвищених режимах різання з гарантованим збільшенням стійкості інструменту. При його виготовленні використані передові сучасні досягнення в галузі виготовлення твердих сплавів з потрібною структурою, а також в області нанесення покриттів [81]. Останнім часом провідні виробники інструменту Sandvik Coromant, Secotool, Iscar та ін. При точінні рекомендують швидкості різання понад 400 м/хв (табл. 2.1). Також використовувати обробку без застосування MOP, що вимагає активних досліджень процесу різання на нових

режимах обробки з метою пошуку оптимальних режимів обробки як з точки зору якості обробленої поверхні, так і з точки зору собівартості виготовлення.

Таблиця 2.1 – Рекомендовані швидкості різання для сучасних твердих сплавів при обробці конструкційних сталей

Оброблюваний матеріал	Інструментальний матеріал	Швидкість різання, м/хв
Група P10	Sandvik Coromant CT5005	730–420
	Sandvik Coromant GC4235	425–180
	Korloy NC3030	400
	TaeguTec CT3000	450–100
	Seco Tools TP1500	1115–655
	Seco Tools CP500	405–240
Група N10	Sandvik Coromant CD10	2000–500
	TaeguTec KP500	600
	Seco Tools KX	575–280

Раніше використовувалася технологія поопераційної обробки на різному устаткуванні - токарна, фрезерна і шліфувальна обробка. Щоб збільшити швидкість обробки деталей, необхідно було проявляти більше винахідливості з точки зору конструкції обладнання. Сьогодні це застосування багатофункціональних верстатів, які допомагають їх власникам залишатися конкурентоспроможними. Це верстати з ЧПУ зі шпинделями для обробки з протилежного боку заготовки. Ця функціональна можливість дозволила обробляти обидві сторони деталі на одному верстаті замість двох. Потім виробники почали виробляти верстати з двома протилежними шпинделями, з двома револьверними головками і з функцією фрезерування. Часто у револьверних головок було 12 позицій, шість з яких могли виконувати фрезерування або свердління з потужністю приблизно 2-3 кВт. Важливо, що з виникненням нових матеріалів, що дозволяють працювати на більш високих швидкостях обробки, з'являються і верстати, що дозволяють працювати з частотою обертання шпинделю до 5000 об/хв [82]. Це дозволяє зменшити час виробничого циклу до 50 відсотків,

підвищивши якість і зменшивши час обробки заготовки. Стало можливим цілком виготовити деталь на одному верстаті. Конфігурація з двома шпинделями і двома револьверними головками набула популярності, оскільки вона дозволила збільшити обсяг виробництва і знизити його вартість.

Багатофункціональність має багато переваг, включаючи скорочення часу процесу або часу циклу, що витрачається на виробництво деталі від початку до кінця.

Швидке і гнучке переоснащення верстата і налагодження його для обробки нових деталей досягається за рахунок оптимізації робочого простору, що забезпечує вільне переміщення всіх робочих органів, доступність для наладчика і простоту обслуговування. У разі ручної заміни заготовок та інструментів також забезпечується їх легкодоступність. А при автоматизації цих функцій - вільний простір для маніпулювання і гарантоване очищення елементів базування і закріплення від забруднення [82-84].

Можливість виконання різних технологічних операцій реалізується додатковими операціями свердлення, фрезерування, нарізування різьби, оскільки цього вимагають до 80% всіх деталей після токарної операції.

Провідні виробники металорізального обладнання - Haas, Okuma, DMG, Mori Seiki, Gildemeister та ін. - На сьогоднішній день виробляють величезну кількість сучасних токарних верстатів і оброблювальних центрів [82-86]. Однак, переважна більшість цих верстатів вкрай рідко має частоту обертання шпинделя вище 6000 об/хв (табл.2.2). Наприклад, при обробці деталей діаметром до 10 мм швидкість різання становитиме близько 150 м/хв, у той час як інструмент на сьогоднішній день дозволяє різати зі швидкостями понад 400 м/хв.

Не зовсім зрозуміло, чому виробники навмисно залишають частоти обертання шпинделів токарних верстатів настільки низькими. Давно окремі конструктивні елементи шпиндельних вузлів, а також приводи дозволяють обертатися з частотами понад 10 000 об/хв. Наприклад, частота обертання шпинделя сучасного фрезерного верстата перевищує 25 000 об/хв. При цьому обробка деталей ведеться тими ж за якістю інструментальними матеріалами, що і при точінні. Можна припустити, що це пов'язано більше з безпекою при роботі на цьому обладнанні і балансуванням

елементів верстата і заготовки. Адже дисбаланс заготовки або закріплення пруткового матеріалу можуть викликати підвищену небезпеку для оператора, а також руйнування частин обладнання.

Таблиця 2.2 - Технічні характеристики сучасних токарних верстатів

Модель верстата	Потужність приводу головного руху, кВт	Максимальна швидкість обертання шпинделя, об/хв	Максимальний діаметр оброблюваної деталі, мм
Haas OL-1	5,6	6000	125
Haas ST-10	11,2	6000	400
Okuma MULTUS B200II	7.5	6000	600
Okuma MULTUS B200II	11	5000	630
DMG Nef400	8	4500	350
DMG Nef600	28	3500	600
Mori seiki NLX 2500/750	15	3500	360

При точінні деталей малих діаметрів швидкість знімання більшою мірою залежить від швидкості різання, ніж від подачі і глибини [76]. Це пов'язано, насамперед, з низькою жорсткістю деталей. При значному збільшенні швидкості обертання заготовки ряд процесів, що відбуваються у верстаті, таких, як дисбаланс обертових частин, биття шпинделя, уривчастість передачі обертання в кінематичних ланцюгах, впливають на якість обробки [76, 87].

Для якісного збільшення швидкості обробки деталей малих діаметрів необхідно забезпечити: ріжучий інструмент і обладнання повинні бути працездатними при необхідних швидкостях різання; вплив власних коливань обладнання на процес різання має бути мінімальним; динамічні характеристики виконавчих органів повинні забезпечувати точну і синхронну роботу.

Щоб якісно збільшити продуктивність обробки дрібних деталей, необхідно навчитися керувати динамічними процесами, які відбуваються в технологічній

системі при високих швидкостях різання і високих частотах обробки, що є актуальною та своєчасною завданням для дослідників.

З рис. 2.1 видно, що при точінні деталей діаметром менше 20 мм максимально досяжна швидкість різання орієнтовно становить 400 м/хв для більшості сучасних верстатів з максимальною частотою обертання 5000-6000 об/хв.

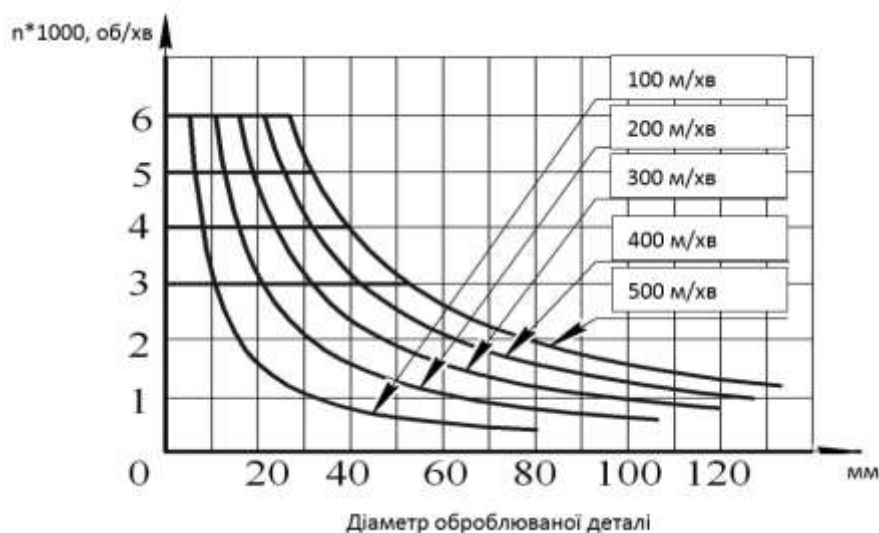


Рисунок 2.1 – Залежність швидкості різання від частоти обертання шпинделя та діаметру оброблюваної деталі

Продуктивність обробки значно знижується зі збільшенням діаметра (рис. 2.2). Якщо прийняти подачу на оборот постійної з умови жорсткості деталі, для кожного верстата є граничне значення продуктивності, яке пов'язане з максимальними оборотами шпинделя. Продуктивність обробки, якщо не враховувати допоміжного часу, значно залежить і від хвилинної подачі. Якщо подача на оборот досягне деякого максимального критичного значення, то продуктивність також значною мірою залежатиме від частоти обертання заготовки (рис. 2.2).

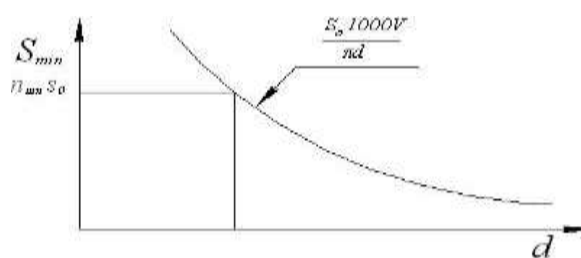


Рисунок 2.2 – Вплив діаметра деталі на продуктивність обробки (при умовах $S_o = const$)

При обробці деталей з дуже маленькою швидкістю різання твердосплавним інструментом дуже часто відбувається крихке руйнування різальної крайки. Таке ж явище спостерігається при відрізанні, коли ріжуча кромка сколюється при досягненні центру деталі. Сучасний інструмент має зону режимів різання, при яких його стійкість буде оптимальною [78-80]. Вихід за межі режимів у бік зменшення призводить до зменшення стійкості через руйнування кромки. При значному збільшенні режимів відбувається стирання інструментального матеріалу і також зменшення стійкості (рис. 2.3).

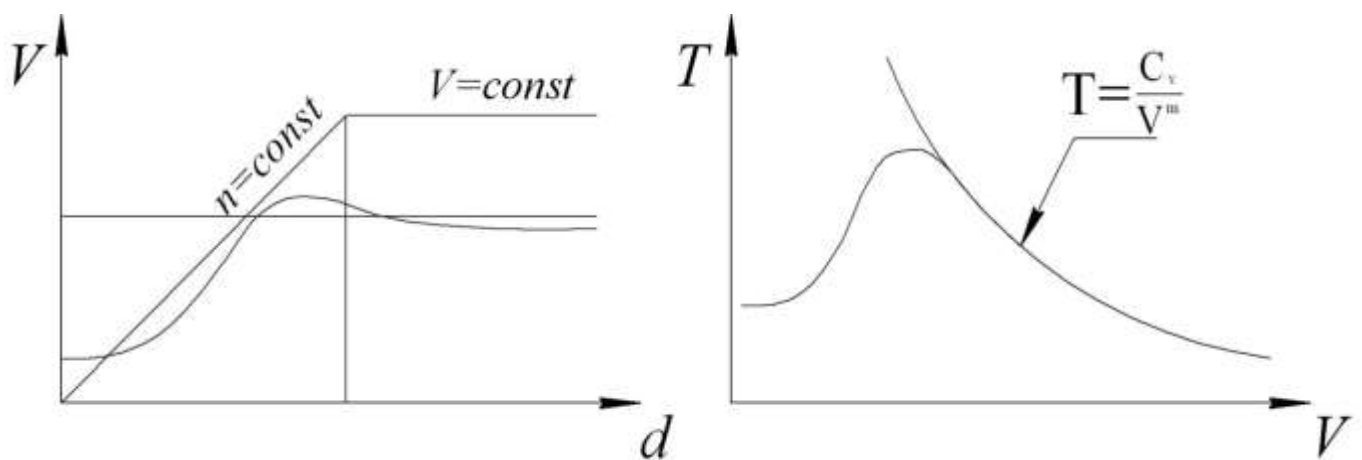


Рисунок 2.3 – Стійкість інструменту в залежності від швидкості різання

При точінні деталей малого діаметра потрібно забезпечити режими різання таким чином, щоб вони були оптимальними для даного виду інструментального матеріалу і знаходилися в межах технологічних можливостей устаткування.

Одне з найскладніших завдань, яке необхідно вирішити при збільшенні швидкостей обробки, - це поява автоколивань в системі верстат - пристосування - інструмент - заготовка. Багато вчених - В. А. Кудінов [81], J. Tlustý [83], І.Г. Жарков [84], М. Є. Ельясберг [85], С. С. Кедров [86], Н. І. Ташлицької [87], S. Doi & S. Kato [88], М. Esser [89], Ю. Н. Внуков [90] провели ряд досліджень з впливу автоколивань при різанні на якість оброблюваної деталі.

Відомо як позитивне, так і негативне дію коливань при різанні. При певній амплітуді коливання, що виникають в процесі різання так само, як і спеціально вводяться в зону різання вимушені коливання, призводять до полегшення

пластичної деформації, зменшення коефіцієнта тертя по передній і задній поверхнях інструменту, поліпшенню відводу стружки, до помітного зниження сили різання, до зменшення адгезійних явищ і, як результат цього, - до зменшення інтенсивності зношування інструменту і підвищенню його стійкості [79].

З іншого боку, циклічне навантаження інструменту при збільшенні амплітуди автоколивань викликає втомне руйнування різальних крайок інструменту, що знаходиться в контакті з виробом і сходить стружкою. Тому при перевищенні амплітудою коливань деякого граничного значення стійкість інструменту починає швидко знижуватися [79]. Слід також враховувати, що при збільшенні амплітуди коливань істотно збільшується довжина шляху, пройдена інструментом по виробу, а отже, і знос інструменту по задніх і передніх поверхнях [79]. Однак при чистовій обробки будь-яких матеріалів будь-які колювання роблять негативний вплив на якість поверхні. Тому основний напрямок досліджень має проводитися в напрямку пошуку зон сталого різання.

Також в роботах [91-95] вчені займаються пошуком зон сталого різання і впливу автоколивань на якість поверхні. Однак більшість досліджень проводиться в зоні частот обертання до 3000 об/хв. Лише в роботах Chigbogu Godwin Ozoegwua [96] дослідження проводилися для частот понад 5000 об/хв.

Приклад кривих стійкості технологічної системи до автоколивань показано на рис.2.4. Криві показують кордон стійкості технологічної системи залежно від частоти обертання і глибини різання. Якщо призначити режими обробки нижче характерних кривих, одержимо гарантовано сталий різання. Для істотного підвищення продуктивності необхідно точно знати положення і форму кривих згідно діаграмі стійкості конкретного обладнання. При збільшенні частоти обертання видно збільшення зони сталого різання.

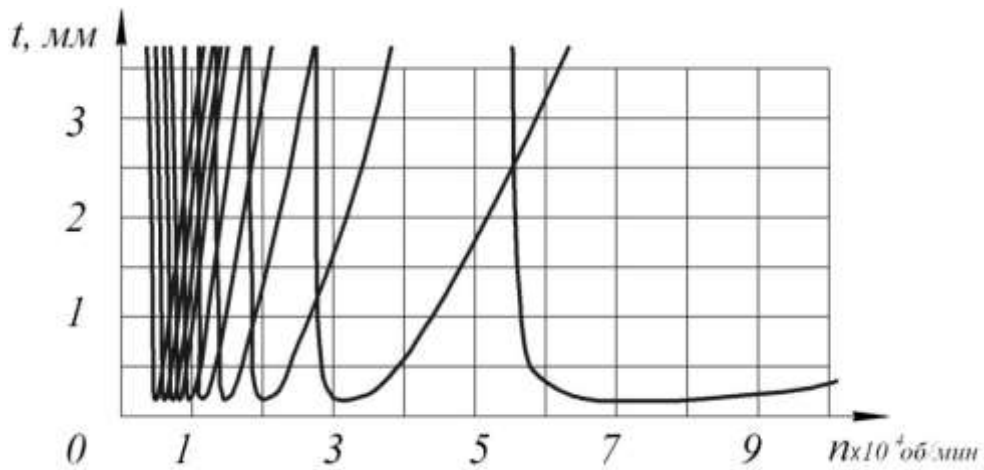


Рисунок 2.4 – Діаграма стійкості токарного верстата [96]

Як видно з вищевказаного сучасні досягнення в галузі виготовлення ріжучого інструменту дозволяють проводити обробку з досить високими швидкостями різання. Однак більшість токарних верстатів і оброблювальних центрів не можуть працювати з такими частотами обертання деталі, при яких можна забезпечити оптимальні режими різання для обробки деталей діаметром менше 20 мм. Це обмежує ресурс різального інструменту із сучасних матеріалів.

Підвищення продуктивності деталей малих діаметрів неможливо з кількох причин. Це малі значення максимальних частот обертання шпинделів токарних верстатів для досягнення оптимальних швидкостей різання сучасних інструментальних матеріалів, а також збудження автоколивань технологічної системи при високих частотах обертання шпинделів верстатів.

Потенційними резервами підвищення продуктивності є здатність сучасних інструментальних матеріалів різати з високою швидкістю, технічна можливість виготовлення високошвидкісних шпинделів токарних верстатів [97].

2.2 Розроблення алгоритму та програмних заходів моделювання зміни форми різального леза в процесі зношування

Потенційними резервами підвищення продуктивності при точінні є здатність сучасних інструментальних матеріалів різати з високою швидкістю. Однак виробники сучасних токарних верстатів і оброблювальних центрів рідко

пропонують обладнання з частотою обертання вище 6000 об/хв. Тому розробка станда, який забезпечує можливість токарної обробки з частотою обертання шпинделя до 10 000 об/хв, і оснащення його засобами вимірювання коливань його основних вузлів є актуальною задачею. Необхідність створення даного станду полягала в необхідності дослідження поведінки технологічної системи в процесі різання при високій частоті обертання заготовки і шпинделя, впливу дисбалансу її частин, впливу самого процесу різання на взаємне переміщення інструменту і деталі.

Основою станда послужив токарний верстат високої точності з числовим програмним керуванням (ЧПК) моделі 1700ВФ30. Для проведення необхідних досліджень змінені основні технологічні параметри верстата. Збільшена потужність приводу головного руху і приводів подач. Змінена кінематика приводу головного руху з системи клинових ременів на 1 поліклинові ремінь, який дозволяє передавати велику потужність, збільшити швидкість обертання, зменшити передачу вібрацій від двигуна на шпиндель. Замість штатного багатопозиційного резцетримача встановлений різцевий блок на 2 різця для внутрішньої і зовнішньої обробки. Замінений гвинт поздовжнього переміщення каретки з трапецеїдальним різьбленням на кулько-гвинтові пару.

Додатково верстат оснащений наступними датчиками. Це безконтактні давачи реєстрації переміщення шпинделя в площині, перпендикулярній осі обертання шпинделя, акселерометри KD-35 і ADXL-321, встановлені на резцетримачі. А також давач реєстрації оборотів шпинделя.

Безконтактний давач реєстрації переміщень має наступний принцип дії. Він містить вихрострумний датчик і автогенератор. Обмотка датчика є частиною коливального контуру автогенератора. У схему автогенератора введений резистор зсуву, який дозволяє забезпечити виникнення коливань автогенератора на ділянці з високою крутизною і підвищити чутливість вимірювача. Амплітуда коливань автогенератора посилюється і передається на АЦП LTR-11.

Для того, щоб працювати з пристроєм, кожен канал необхідно відкалібрувати за допомогою верстата на тій поверхні, відстань до якої буде вимірюватися (рис. 2.5).

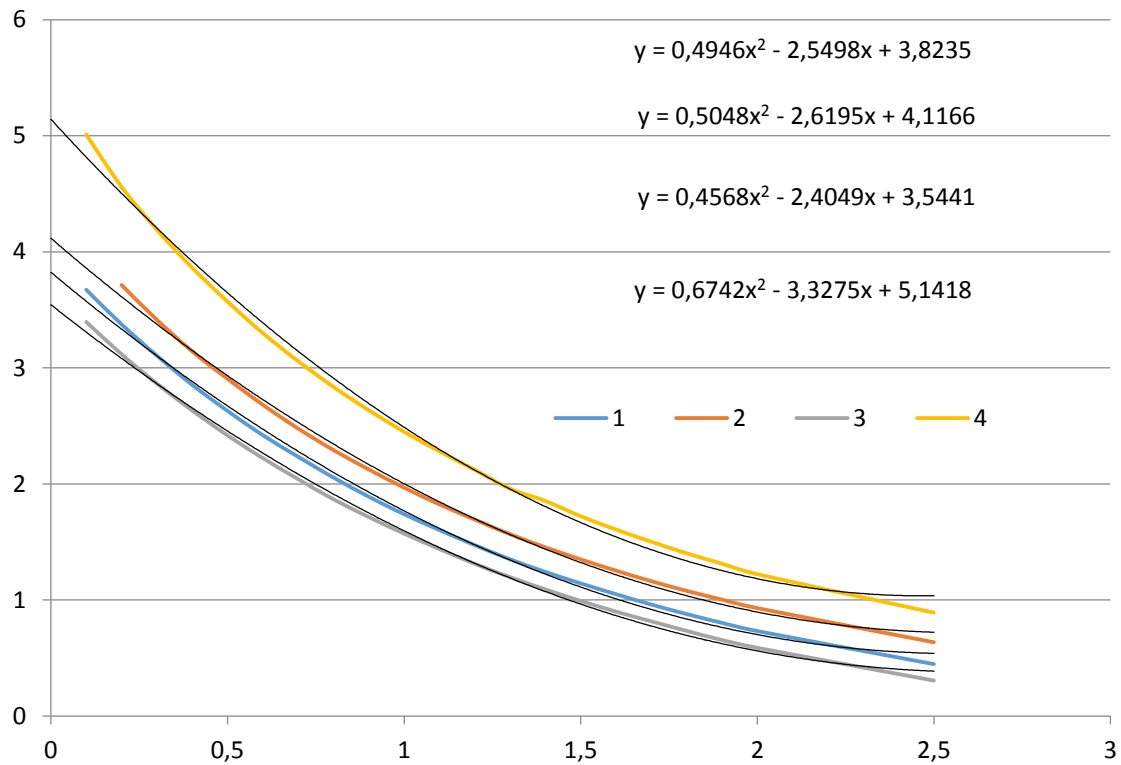


Рисунок 2.5 – Характеристика вихідних параметрів безконтактних давачів реєстрації переміщень

Загальний вигляд стенду та схема встановлення давачів показано на рис. 2.6-2.7.



Рисунок 2.6 – Загальний вигляд стенду

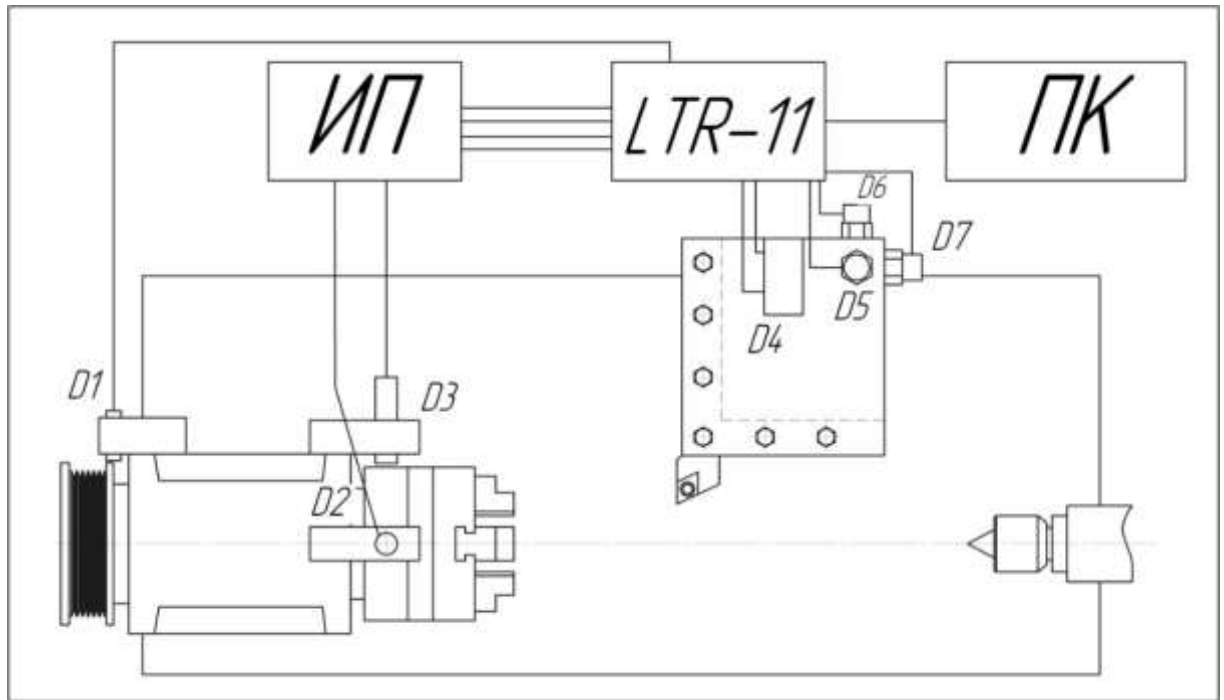


Рисунок 2.7 – Схема встановлення давачів

Дослідження статичної жорсткості. Для дослідження статичної жорсткості стану розроблено та виготовлено спеціальне пристосування (рис. 2.8). Основною особливістю дослідження є можливість виміру статичної жорсткості уздовж будь-якої осі, що лежить в площині перпендикулярній осі шпинделя.

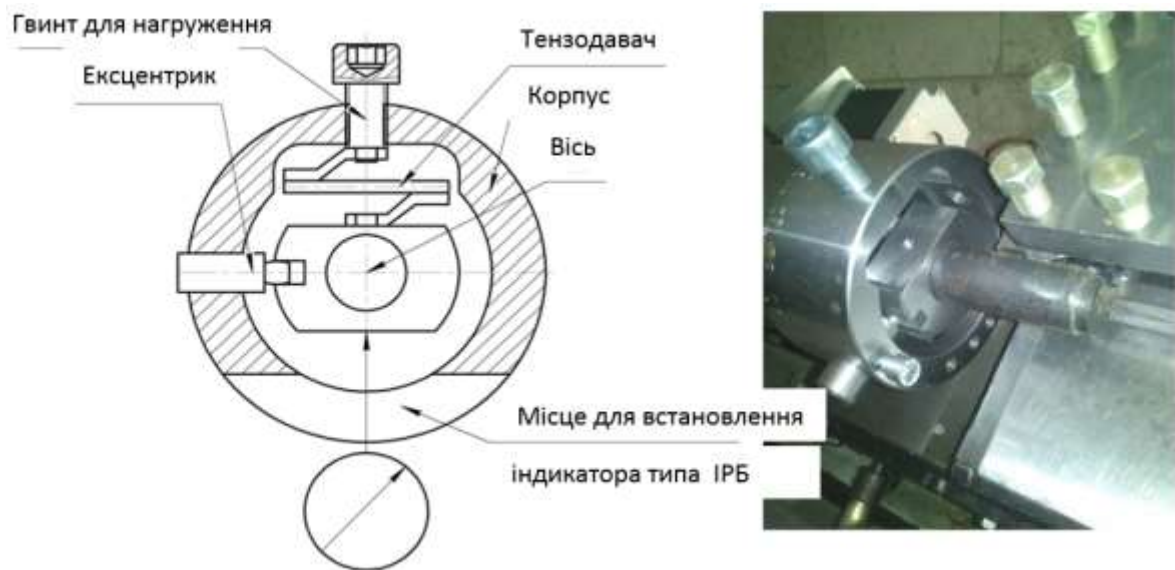


Рисунок 2.8 – Пристосування для вимірювання жорсткості верстата в площині, перпендикулярній вісі шпинделя

Корпус пристосування закріплений в трикулачній патрон шпинделя верстата. На корпусі є шкала для фіксування кутового положення пристосування. У різцетримачі верстата встановлена спеціальна оправка. При першій установці пристосування на верстат в корпус замість ексцентрика встановлюється різець для обточування оправки. Таким чином, шпиндель з корпусом стають соосні з оправкою, встановленою у різцетримачі. На вісь встановлюється опорна площадка для опори тензодавача та вимірювальної ніжки індикатора. Ексцентрик служить для регулювання кутового положення опорної площадки відносно корпусу.

Вимірювання проводяться таким чином: вибирається кутове положення пристосування щодо вузлів стану; за допомогою гвинта створюється необхідне зусилля навантаження вузлів стану, яке фіксується тензодатчиком; за допомогою індикатора ІРБ фіксується переміщення оправки пристосування щодо корпусу пристосування; змінюючи кутове положення пристосування дослід повторюється потрібне число разів. На рис. 2.9 показано діаграма жорсткості стану.

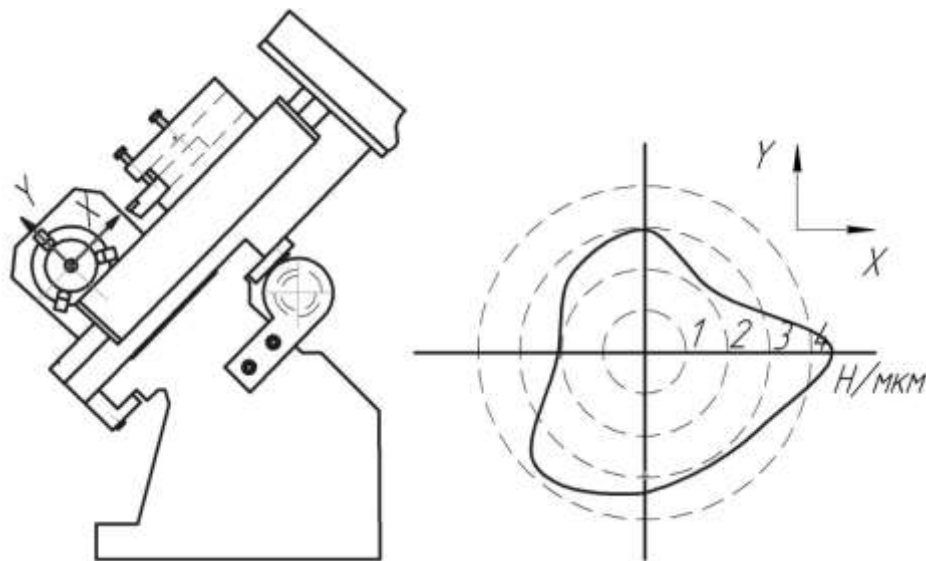


Рисунок 2.9 – Діаграма жорсткості стану, Н/мкм

Діаграма показує, що максимальна жорсткість верстата в напрямку прикладання навантаження до станини, а не на відрив. Це є нормальним з точки зору конструювання. Амплітудно-частотна характеристика стану. Амплітудно-частотна характеристика верстата знімалася за допомогою давачів KD-35, які були по черзі встановлені на різні вузли верстата уздовж різних осей координат. Для

побудови графіка на рис. 1.10 обороти шпинделя верстата збільшували протягом 120 секунд до 10 000 об/хв, потім зменшували з такою ж швидкістю до 0 об/хв.

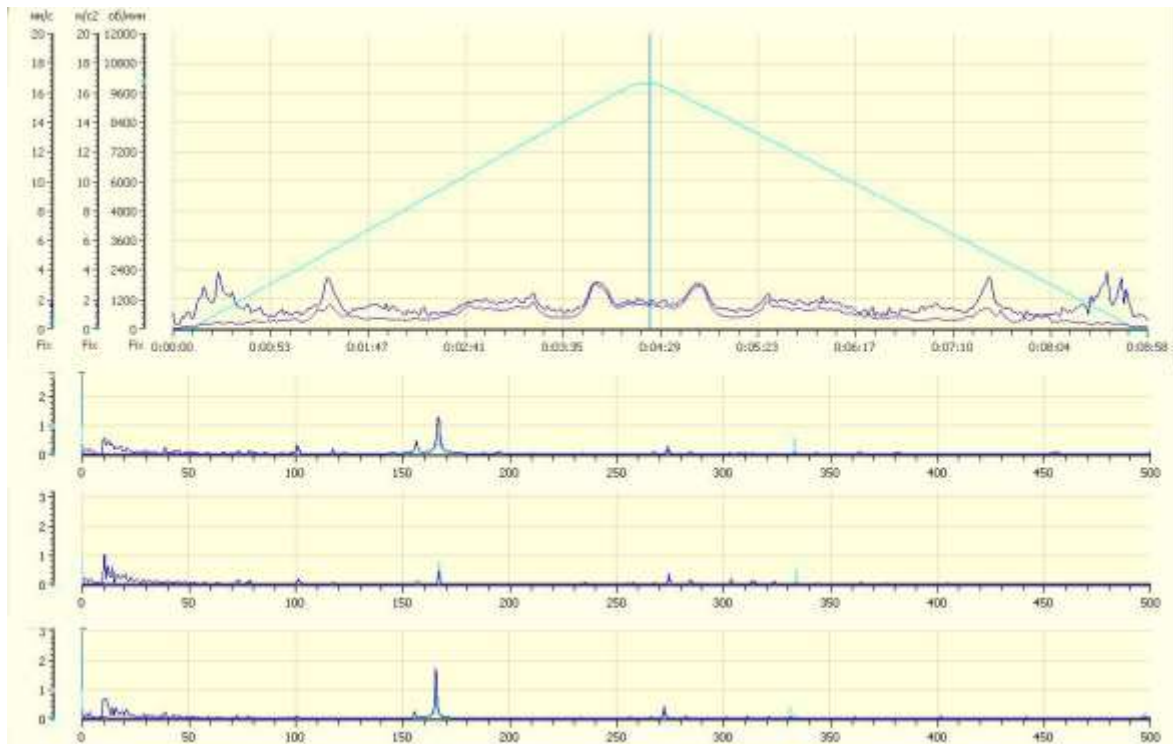


Рисунок 2.10 – Амплітудно-частотна характеристика станда

Дослідження биття шпинделя. Для дослідження биття шпинделя під час обертання у всьому діапазоні частот використано безконтактний прилад. Принцип дії приладу полягає в зміні частоти генератора залежно від величини наближення металу до чутливого елемента датчика. Для встановлення приладу на планшайбу кріплення патрона встановлено з натягом суцільне кільце шириною 25мм і проведена наступна його протоки в кілька проходів для отримання мінімального биття. Щоб зменшити вплив різних похибок на вимірювання обидва датчика відкалібровані на встановленому кільці за допомогою вимірювальної системи ЧПК верстата. Після калібрування отримані коефіцієнти, що зв'язують розмір від торця датчика і напруга на виході АЦП. Дані вимірювання коливань шпинделя наведено на рис.2.11.

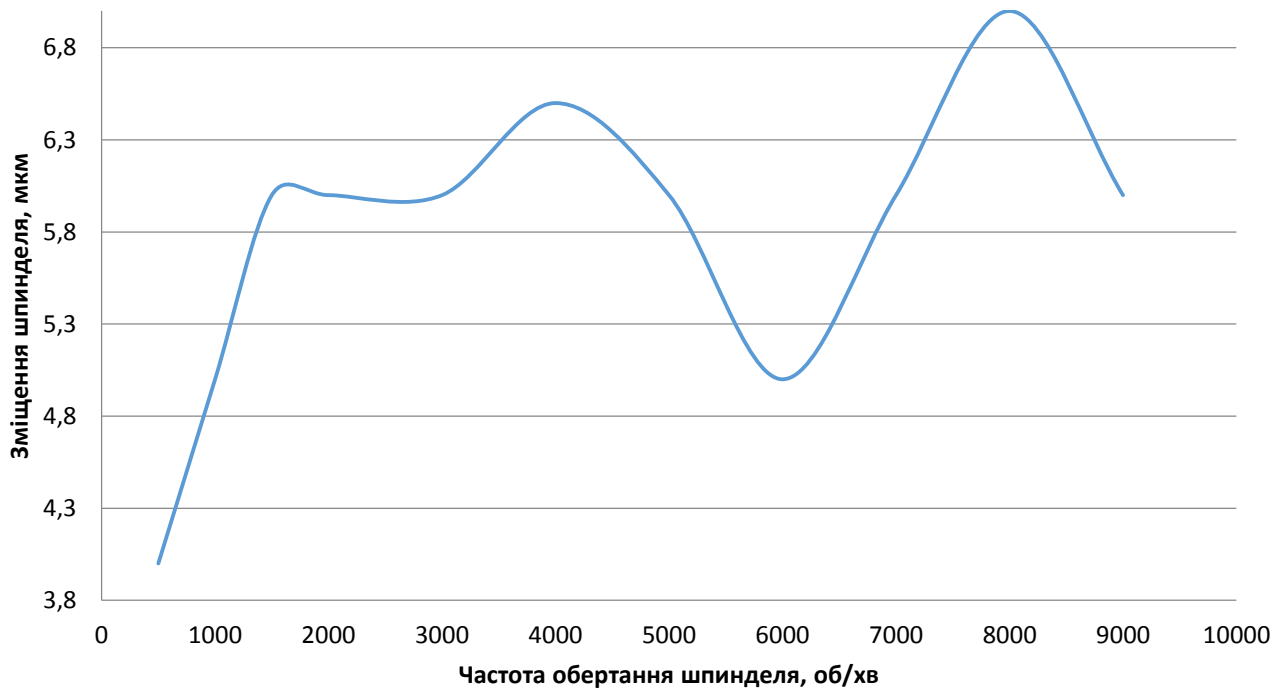


Рисунок 2.11 – Коливання шпинделя

Технічна характеристика створеного стану: 1) базова модель верстата - 1700ВФ30; 2) максимальна частота обертання шпинделя - 10 000 об/хв.; 3) максимальна подача - 400 мм/хв.; 4) число інструментів у резцетримачі – 2; 5) потужність приводу головного руху - 1,5 кВт.; 6) потужність приводу подач – 0,1кВт.; 7) максимальний діаметр обробки над супортом - 55мм.; 8) максимальний діаметр обробки над станиною - 100 мм.; 9) максимальна довжина встановлюваної деталі - 160 мм.; 10) система ЧПК - МАСНЗ.

Створення даного стану дозволяє досліджувати поведінку технологічної системи в процесі різання при високій частоті обертання заготовки і шпинделя. Дослідження статичної жорсткості і амплітудно-частотною характеристики, а також наявність вимірювальних засобів у вигляді акселерометрів і безконтактних датчиків переміщення дають можливість створити математичну модель процесу різання.

2.3 Проведення експериментальної перевірки розроблених моделей процесу різання

При обробці металів різанням відомі як позитивні, так і негативні дії коливань. При певній амплітуді коливання, що виникають в процесі різання так само, як і спеціально вводяться в зону різання вимушені коливання, призводять до полегшення пластичної деформації, зменшення коефіцієнта тертя по передній і задній поверхнях інструменту, покращенню відводу стружки, до помітного зниження сили різання, до зменшення адгезійних явищ і, як результат цього, - до зменшення інтенсивності зношування інструменту і підвищенню його стійкості [97-103].

З іншого боку, циклічне навантаження інструменту при збільшенні амплітуди автоколивань викликає втомне руйнування різальних кромки інструменту, що знаходиться в контакті з виробом і стружкою, яка сходить. Тому при перевищенні амплітуди коливань деякого граничного значення стійкість інструменту починає швидко знижуватися [97-99, 102]. Слід також враховувати, що при збільшенні амплітуди коливань істотно збільшується довжина шляху, пройдена інструментом по виробу, а отже, і знос інструменту по задніх і передніх поверхнях [99]. Однак при чистовій обробці будь-яких матеріалів будь-які коливання роблять негативний вплив на якість поверхні.

Одним з найбільш перспективним методом підвищення вібростійкості процесу точіння є управління частотою обертання шпинделя. Для дослідження впливу зміни швидкості головного руху на вібрації при точінні розроблена експериментальна установка (рис. 2.12, 2.13).

Експериментальне устаткування оснащено такими первинними давачами, як: давач обертів шпинделя, давач току та напруги силового перетворювача приводу головного руху, давач вібрацій.

За допомогою датчиків току та напруги силового перетворювача приводу головного руху можна вимірювати миттєву потужність двигуна, та оцінити зміну крутного моменту.

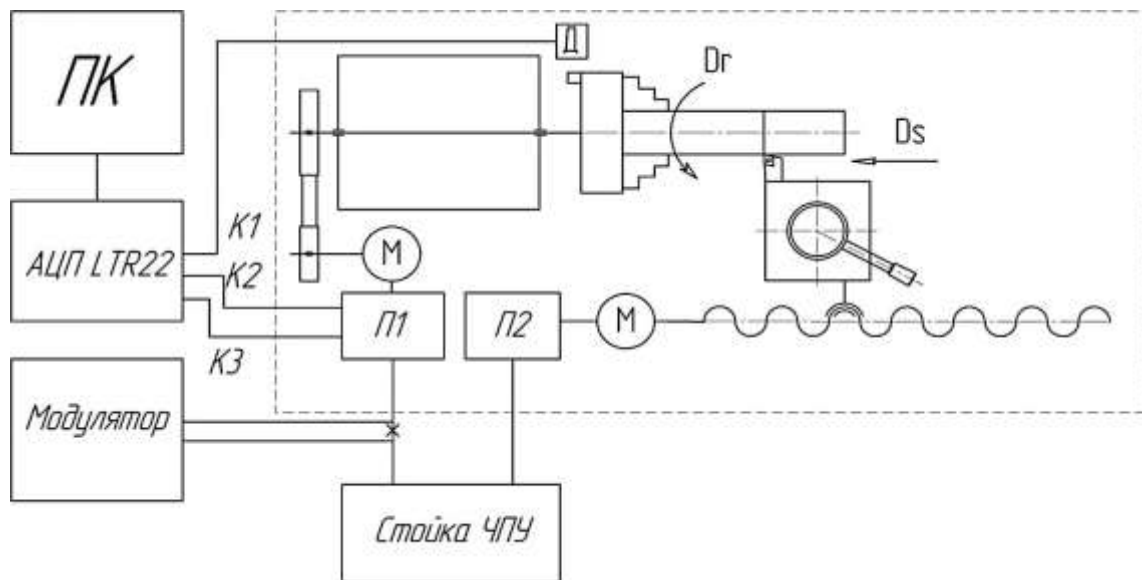


Рисунок 2.12 – Схема експериментального устаткування для змінювання швидкості головного руху при точінні (ПК – персональний комп'ютер, АЦП – аналогово-цифровий перетворювач, Модулятор – перетворювач сигналу завдання приводу головного руху по синусоїдальному закону, П1 – силовий перетворювач приводу головного руху, П2 – силовий перетворювач приводу подач, Д – безконтактний вимикач Balluff 516324, К1 – канал підключення БВК, К2 – канал підключення датчика току силового перетворювача, К3 – канал підключення датчика напруги якоря двигуна)

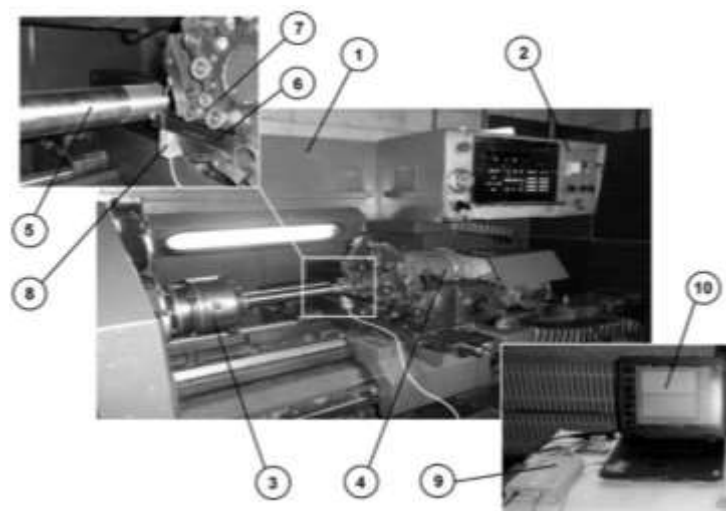


Рисунок 2.13 – Експериментальне устаткування. (1 – станок; 2 – система ЧПК; 3 – заготовка; 4 – вібраційний давач; 5 – аналого-цифровий перетворювач; 6 - портативний комп'ютер)

За допомогою модулятора сигнал завдання, який подається системою числового програмного керування (ЧПК), перетворюється за синусоїдальним законом, причому амплітуду та частоту коливань можна змінювати (рис. 2.14).

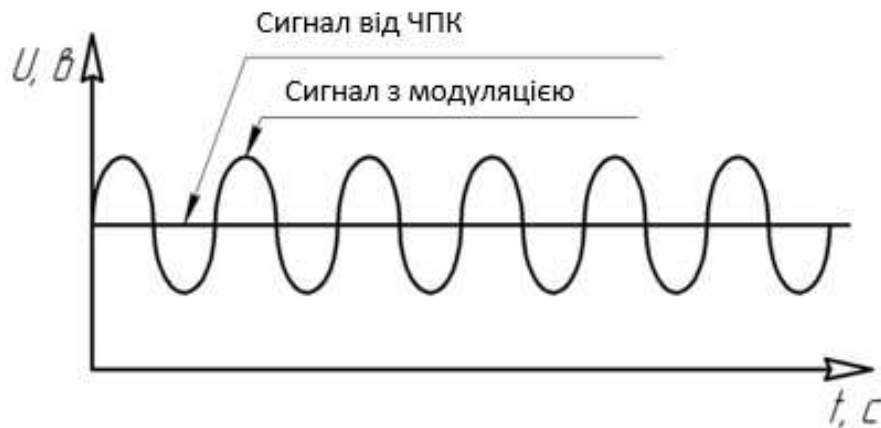


Рисунок 2.14 – Перетворення сигналу завдання модулятором

Принцип роботи установки полягає в наступному. Вібрація, що генерується в системі «верстат - інструмент – деталь», реєструється датчиком і у вигляді аналогового сигналу передається на АЦП, який в свою чергу перетворює сигнал в цифровий вигляд і передає на комп'ютер. Далі за допомогою розробленої авторами програмою проводиться обробка даних, в ході якої будуються спектри сигналів і розраховується потужність вібраційного сигналу. Блок - схема розрахунку представлена на рис. 2.15.

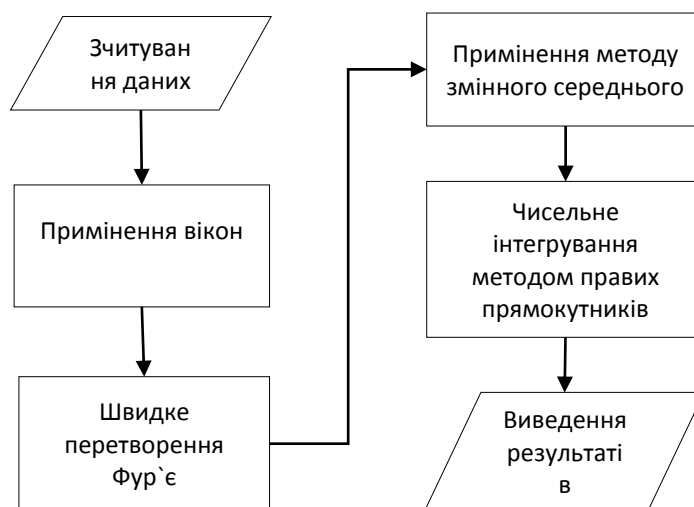


Рисунок 2.15 – Блок-схема обробки сигналу

Потужність вібраційного сигналу - це інтегральна характеристика спектра, що обчислюється за формулою:

$$E = \int_{f_1}^{f_2} A(f) df. \quad (2.1)$$

Графічно це не що інше, як площа фігури (рис. 2.16), обмежена кривою і прямими, відповідними певним частотам (ділянкам тимчасового інтервалу) і, отже, амплітудам спектра вібраційного сигналу, отриманого методом швидкого перетворення Фур'є.

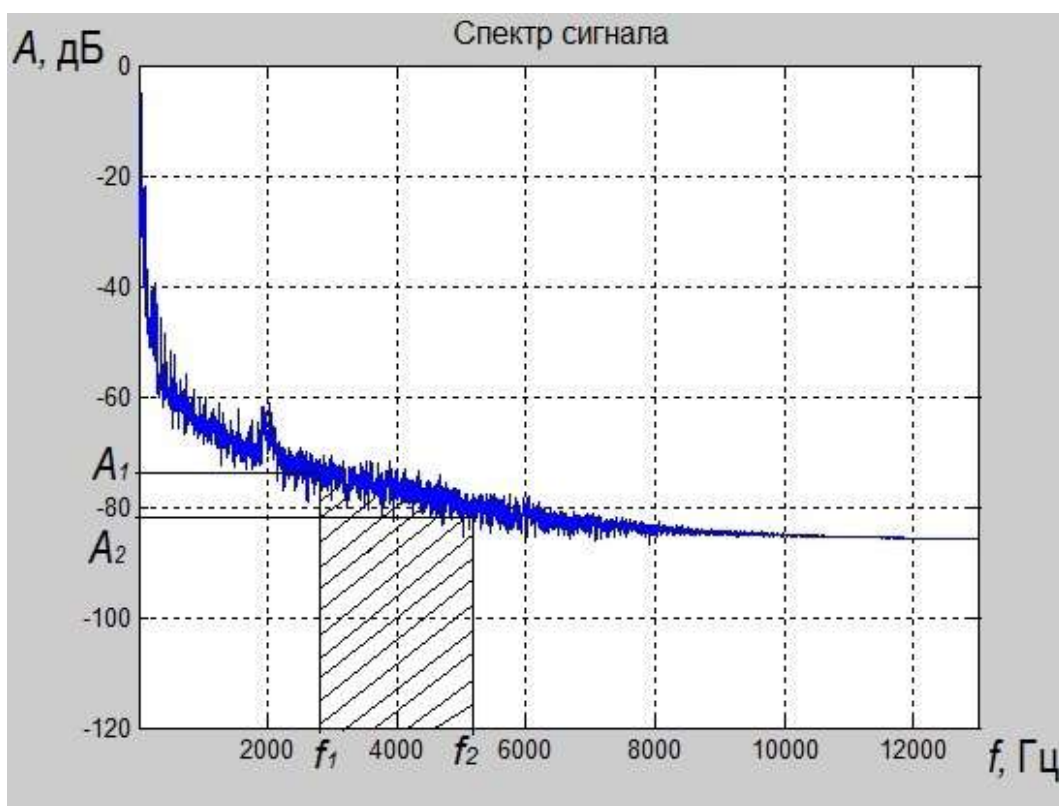


Рисунок 2.16 – Графічна інтерпретація потужності вібраційного сигналу

Експериментальна установка також має в електро-шафі верстата встановлений датчик струму (шунт) Ш-40-0,02, і дільник напруги, сигнал від яких подається на аналогово-цифровий перетворювач, через який сигнал перетворюється в цифровий вигляд і подається на вхід в комп'ютер.

Для визначення реальної частоти обертання шпинделя був встановлений індуктивний датчик Balluff BES 516-324.

Індуктивні давачі надають необхідні сигнали про кінцеві положення об'єктів, служать як імпульсні давачі для завдання чисельних значень або реєстрації частоти Обертання.

У даний час індуктивні датчики незамінні в промисловості. Перевага в порівнянні з механічними аналогами очевидні: безконтактне спрацьовування, абсолютна зносостійкість, висока частота и точність перемикачів. Індуктивні датчики положення Баллуфф нечутливі до вібрації, пилу и вологості. Індуктивні давачі наближення використовують фізичний ефект зміни добротності резонансного контуру, викликаного втратами на вихрєві струмені в провідних матеріалах. Індуктивно - ємнісній коливальній контур генерує високочастотне електромагнітне поле. Це поле поширюється з активної поверхні індуктивного давача. Якщо в це поле потрапляє електропровідний матеріал (метал), то відповідно до закону електромагнітної індукції виникають вихрєві струмені, что поглинають енергію коливального контуру. Внаслідок цього амплітуда коливань зменшується. Ця зміна перетворюється в комутаційний сигнал. Даний принцип дії дозволяє виявляти всі метали, незалежно від того, перебувають вони в рухомому стані чи ні. Відстань до активної поверхні, на якому електропровідний матеріал викликає в давачу зміну сигналу, називається відстанню спрацьовування.

Для дослідження вібростійкості процесу точіння було розроблено методику визначення частоти обертання шпинделя, алгоритм якої зображено на рис. 2.17.

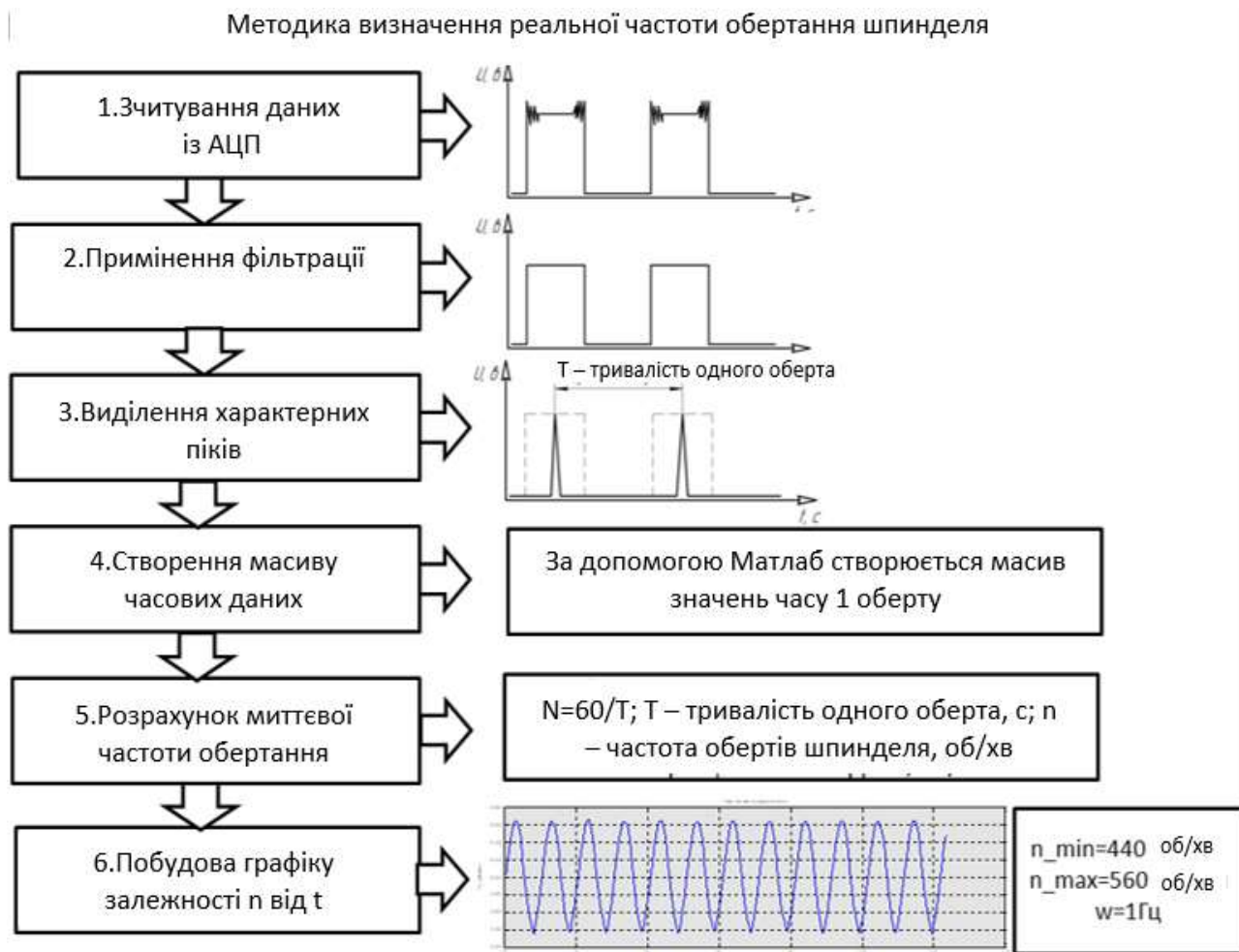


Рисунок 2.17 – Алгоритм визначення реальної частоти обертання шпинделя

Для перевірки правильності роботи всієї установки проведено експеримент, при якому змінювалась частота обертання шпинделя, а також частота та амплітуда коливання швидкості обертання.

За допомогою АЦП сигнали всіх датчиків оцифровуються та передаються на персональний комп'ютер. Для того, щоб позбавитись шумів, які можуть наводитись в сигнальних провідниках, сигнали фільтруються програмним шляхом. За допомогою програми MathLab розраховується миттєве значення швидкості обертання та будуються графіки.

На рисунку 2.18 зображений графік зміни частоти обертання в часі без участі модулятора. На графіку можна побачити незначні коливання частоти обертання шпинделя під час роботи силового перетворювача головного приводу.

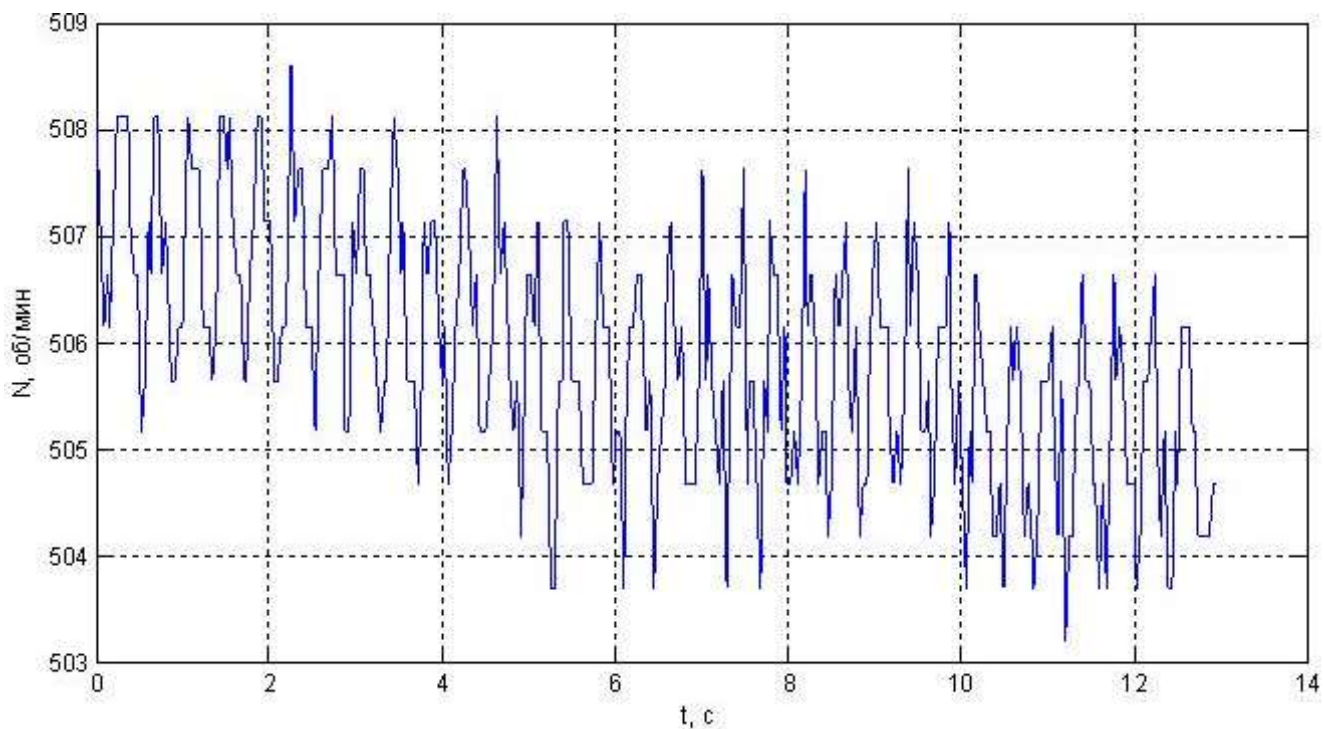


Рисунок 2.18 – Швидкість обертання шпинделя без модуляції завдання

На рисунку 2.19 показано вже промодульовані частоти обертання головного приводу. Причому змінена несуча частота обертів, амплітуда та частота модуляції. На рисунках синьою лінією показано – частоту обертання шпинделю по датчику; красна – усереднена лінія по методу застосування вікна «скользящего среднего» (розмір вікна 10 точок).

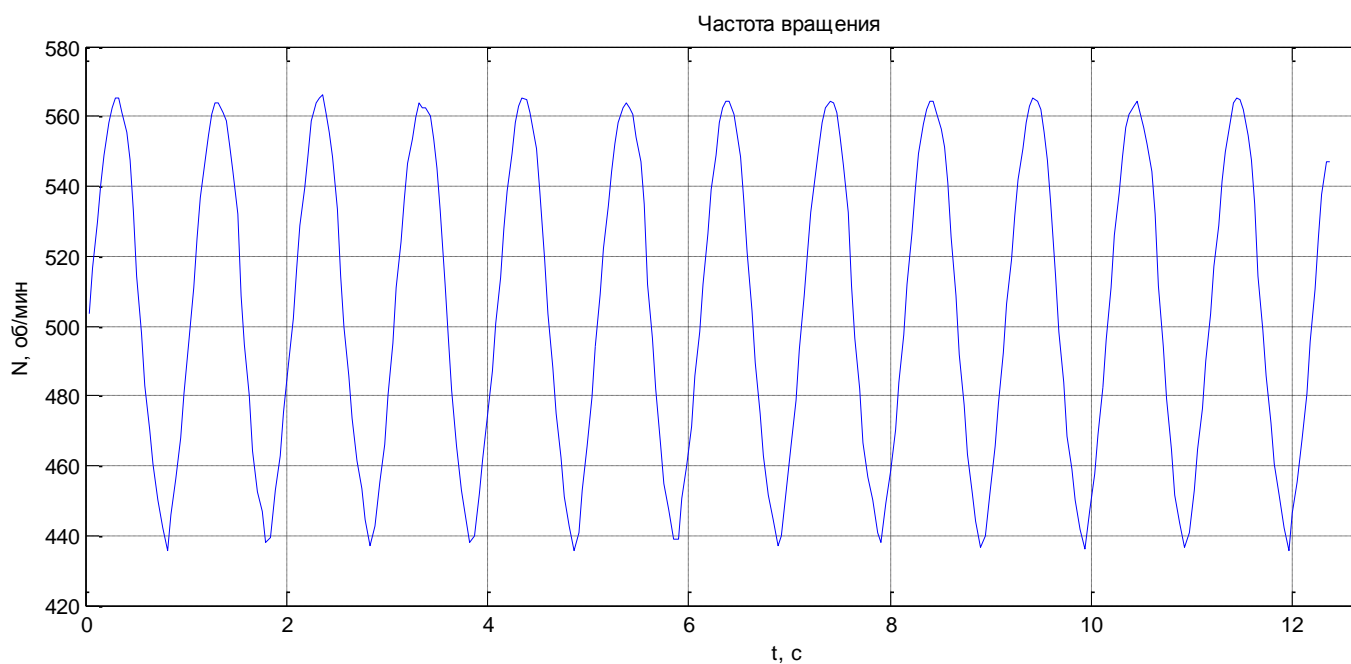


Рисунок 2.19 – Модуляція частоти обертання при: $n = 500$ об/мин; $\omega = 1$ Гц

На рисунку 2.20 видно динаміку роботи силового перетворювача приводу головного руху. Графік відображає зміну значення функції, яка пропорційна крутному моменту головного двигуна. З графіка видно, що без навантаження верстата різанням розгін і гальмування шпинделя відбувається за рахунок реверсу полярності на якорі головного двигуна.

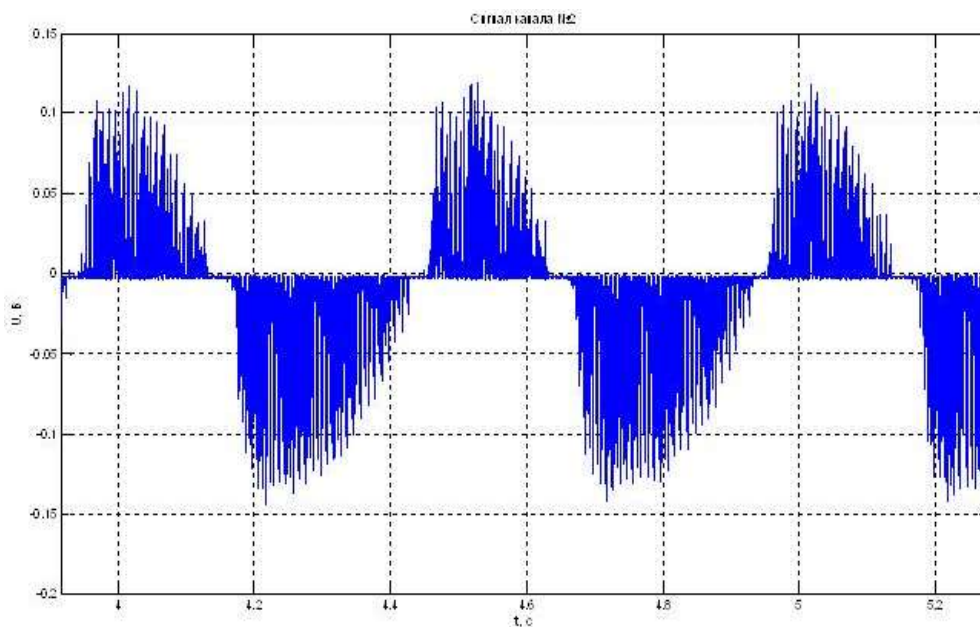


Рисунок 2.20 – Динаміка роботи силового перетворювача приводу головного руху

Як видно з графіків 2.19, за допомогою розробленої методики можна змінювати реальну частоту обертання шпинделя за синусоїдальним законом, що підтверджується вище приведеними графіками.

У кінцевому варіанті методика досліджень буде мати такий вигляд (рис. 2.21): спочатку проводиться налагодження верстата і встановлення режимів обробки (подача, глибина різання, швидкість різання – частота обертання шпинделю); проводиться експеримент із фіксацією даних з давача вібрації та давача обертів шпинделю послідовно для обробки із модуляцією частоти обертання та без модуляції; обробка даних за розробленими методиками і побудова спектрів та графіків які характеризують процес обробки; оцінювання рівню вібрацій при ввімкненій модуляції, та вимкненій і паралельне наочне оцінювання якості обробки поверхні по зразкам шорсткості.

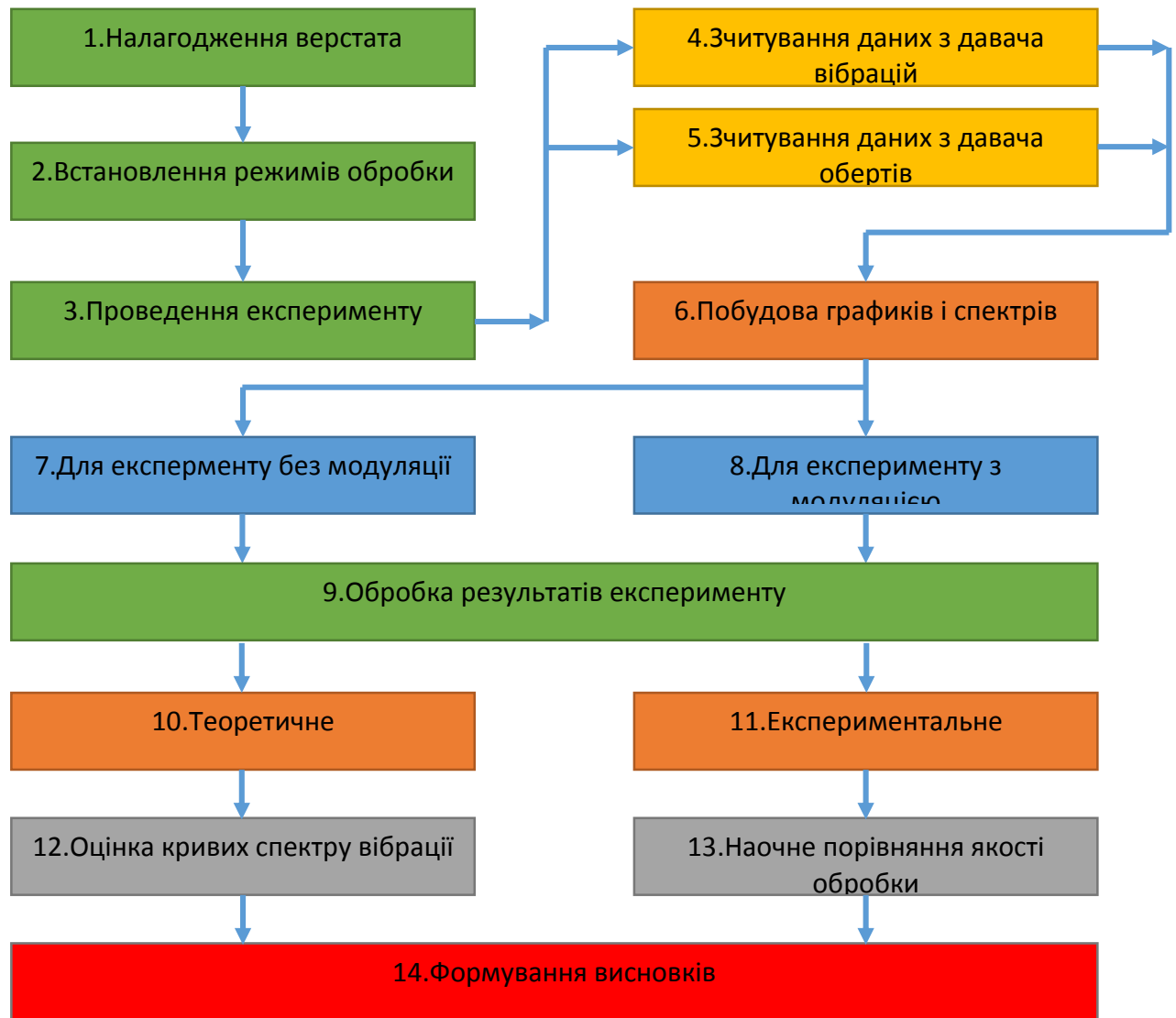


Рисунок 2.21 – Методика досліджень

2.4 Проведення трибологічних випробувань матеріалів різних груп

Експериментальна перевірка розробленої методики проводилася в два паралельні етапи. На першому етапі проводилась реєстрація сигналу без модуляції, і відразу не зупиняючи процес різання проводився запис сигналу із модуляцією. При цьому в якості оброблюваного матеріалу використовувалася загартована сталь 40X (твердість HRC 45-50). Різець - PDJNR2525P15. Ріжуча пластина (рис. 2.22) - DNMG150608 (виробництво SANDVIK Coromant), матеріал пластини - сплав CT35M.

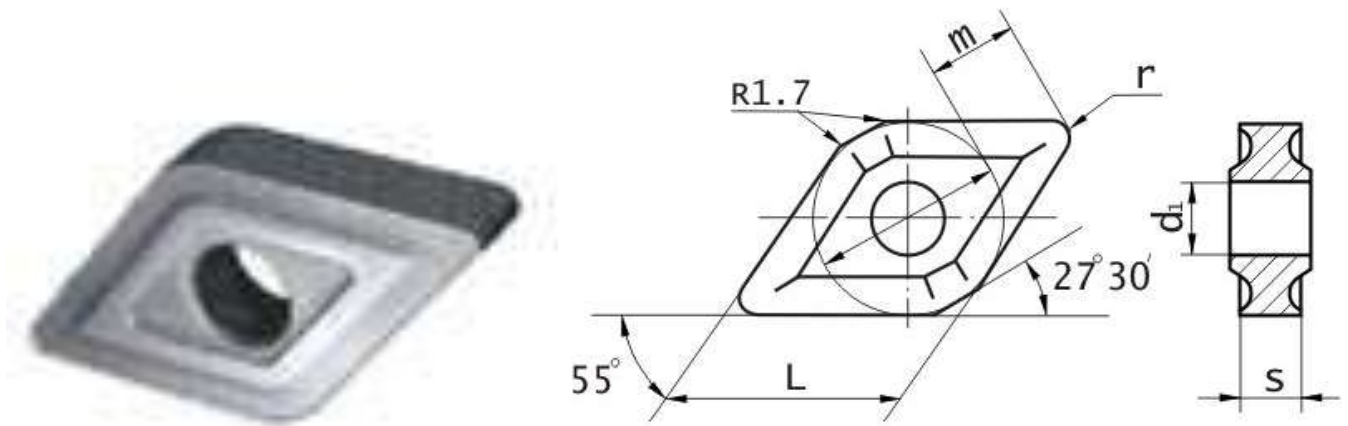


Рисунок 2.22 – Різальна пластина

У якості режимів обробки використовували перебором значення: подачі – 0.15, 0.3, 0.4, 0.5 мм/об; глибини різання – 0.1, 0.5, 1 мм; частоти обертання шпинделю – 250, 300, 500 об/хв. Діаметр оброблюваної поверхні – 60мм. При записі каналів записували значення: Канал 1 – коливання в площині від передньої бабки до задньої; Канал 2 – вгору - вниз.

У зв'язку із планом дослідження було проведено експерименти, оброблено за розробленою методикою і побудовано графіки спектрів (рис. 2.23-2.29) відповідно до встановлених режимів обробки (на графіках позначення БМ – без модуляції, ЗМ – із модуляцією).

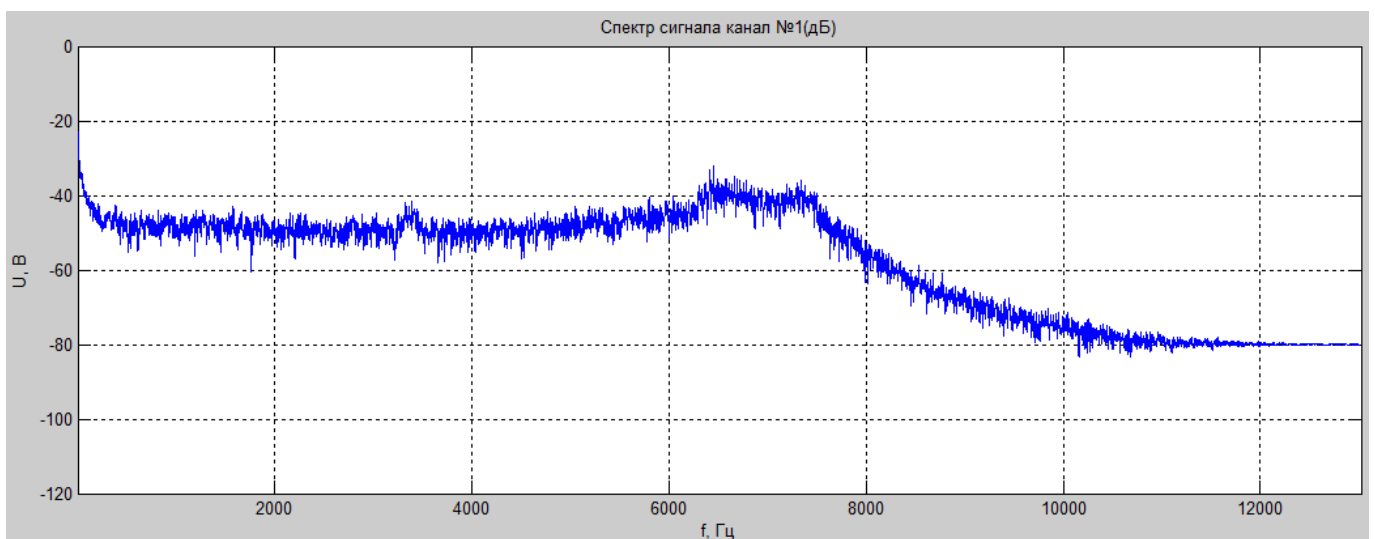


Рисунок 2.23 – Спектр сигналу каналу 1 при: S-0.15мм/об; n – 500об/хв; t – 1мм; БМ

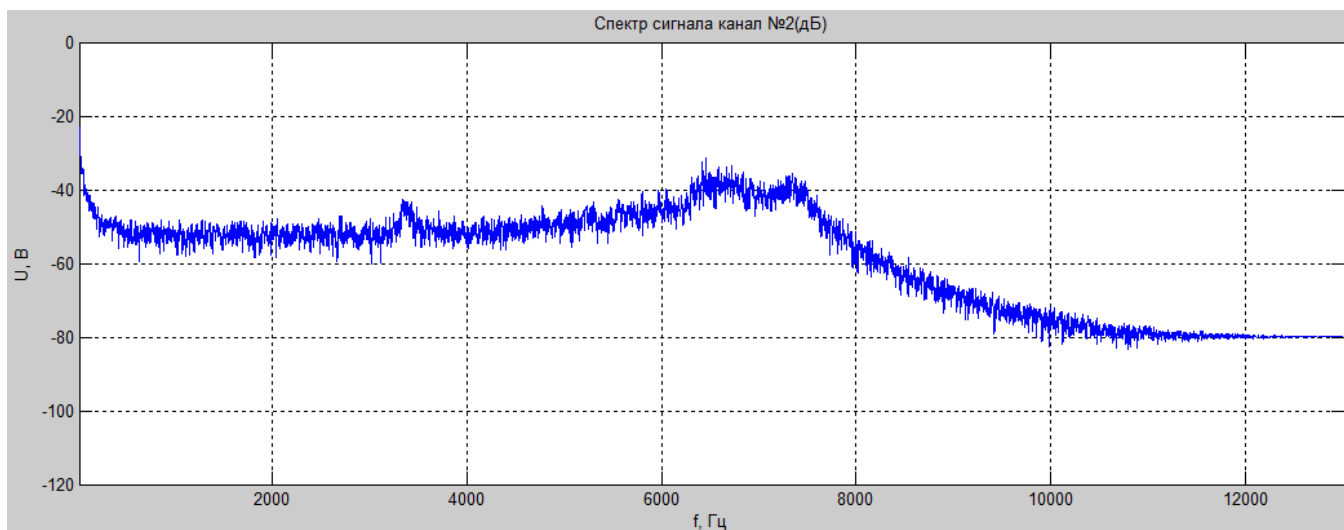


Рисунок 2.24 – Спектр сигналу канала 2 при: S -0.15мм/об; n – 500об/хв; t – 1мм; БМ

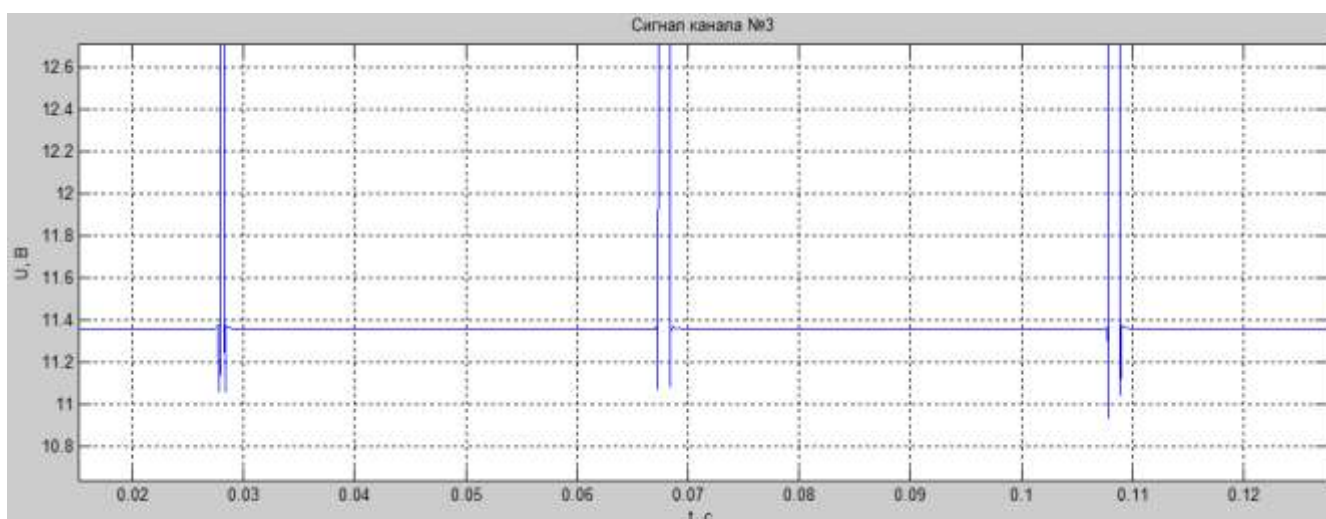


Рисунок 2.25 – Сигнал канала 3 при: S -0.15мм/об; n – 500об/хв; t – 1мм; БМ

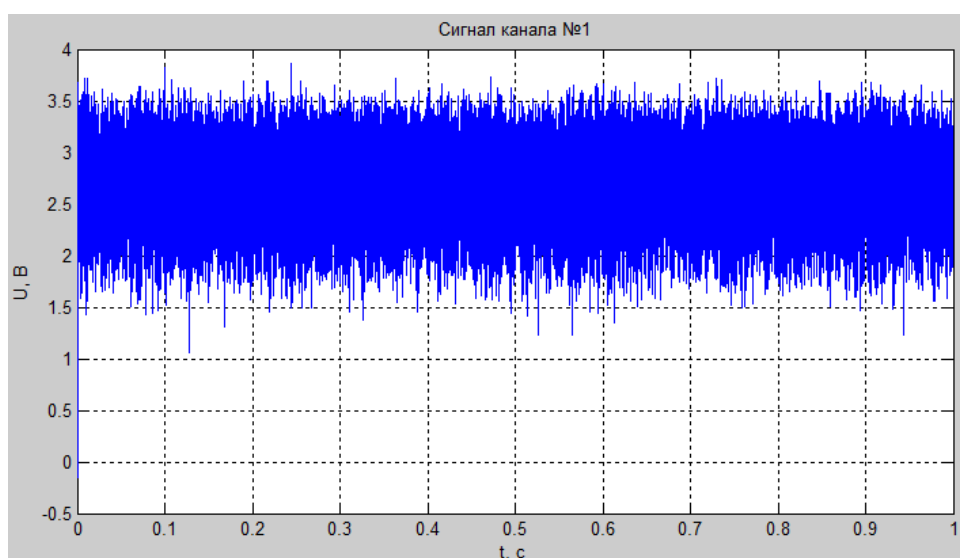


Рисунок 2.26 – Сигнал канала 1 при: S -0.15мм/об; n – 500об/хв; t – 1мм; БМ

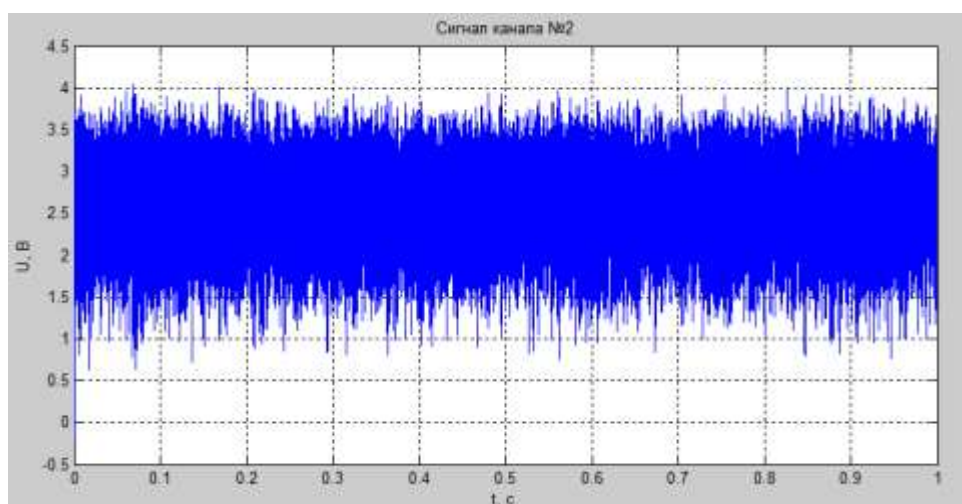


Рисунок 2.27 – Сигнал каналу2 при: $S=0.15\text{мм/об}$; $n = 500\text{об/хв}$; $t = 1\text{мм}$; БМ

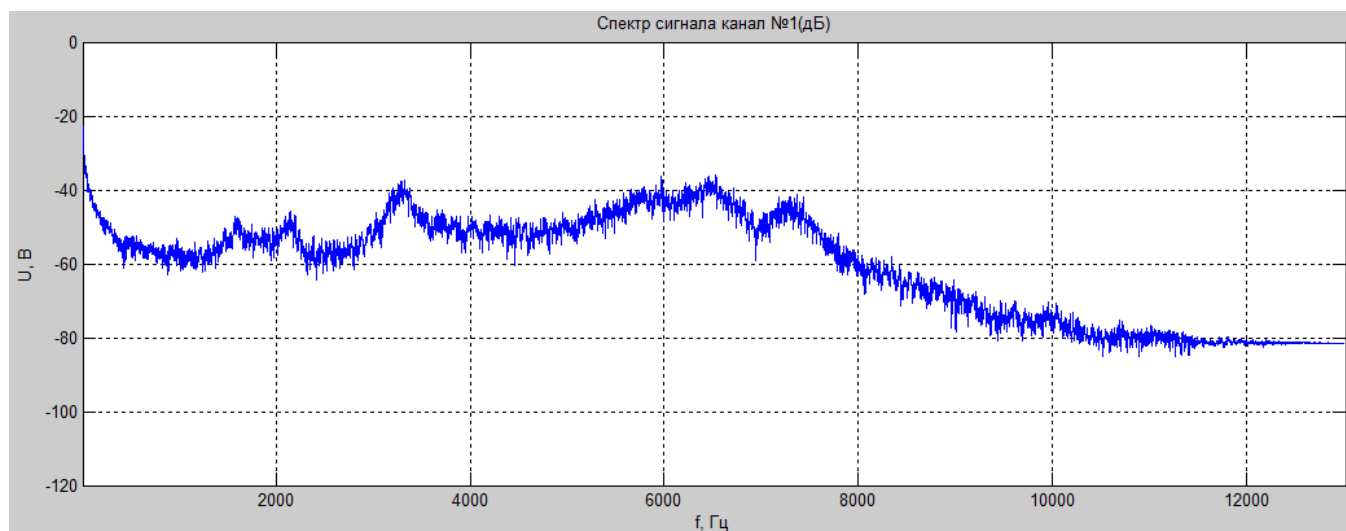


Рисунок 2.28 – Спектр сигналу канала1 при: $S=0.15\text{мм/об}$; $n = 500\text{об/хв}$; $t = 1\text{мм}$; БМ

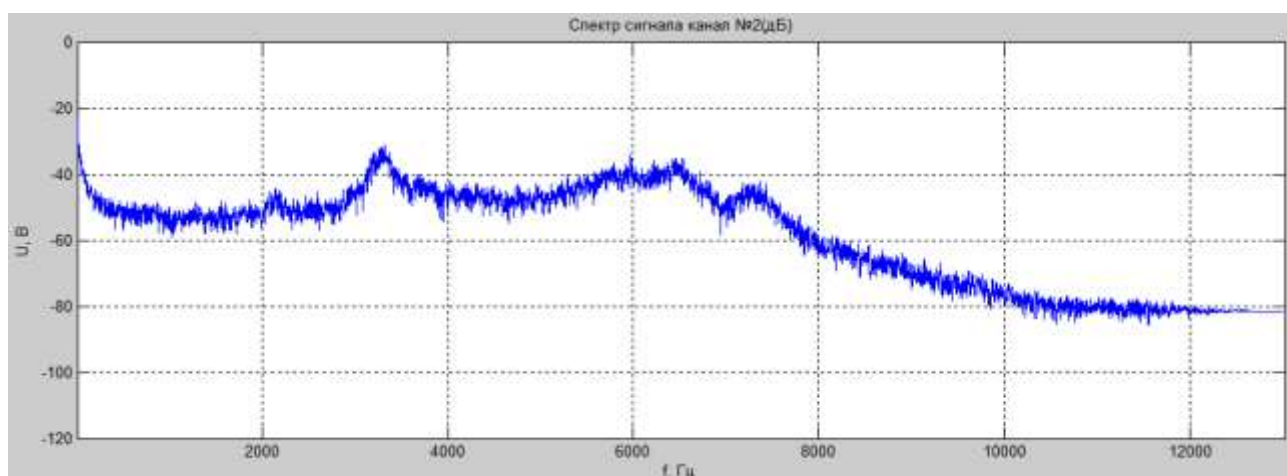


Рисунок 2.29 – Спектр сигналу канала2 при: $S=0.15\text{мм/об}$; $n = 500\text{об/хв}$; $t = 1\text{мм}$; БМ

Дослідження представлені на рис. 2.23-2.29 проводились із модуляцією 10 Гц.

Якщо порівнювати зрафіки окремо як було із модуляцією та як було без модуляції, а саме: рис. 2.23 з рис. 2.25; рис. 2.24 з рис. 2.26; рис. 2.27 з рис. 2.28; рис. 2.28 з рис. 2.29, то видно розбіжність між тим як було до модуляції, і як стало після проведення модуляції. Більш наглядним є порівняння графіків при накладенні одне на одного за допомогою та операції зменшення прозорості у програмному продукті Photoshop. Результати накладання наведено на рис. 2.30 – 2.35.

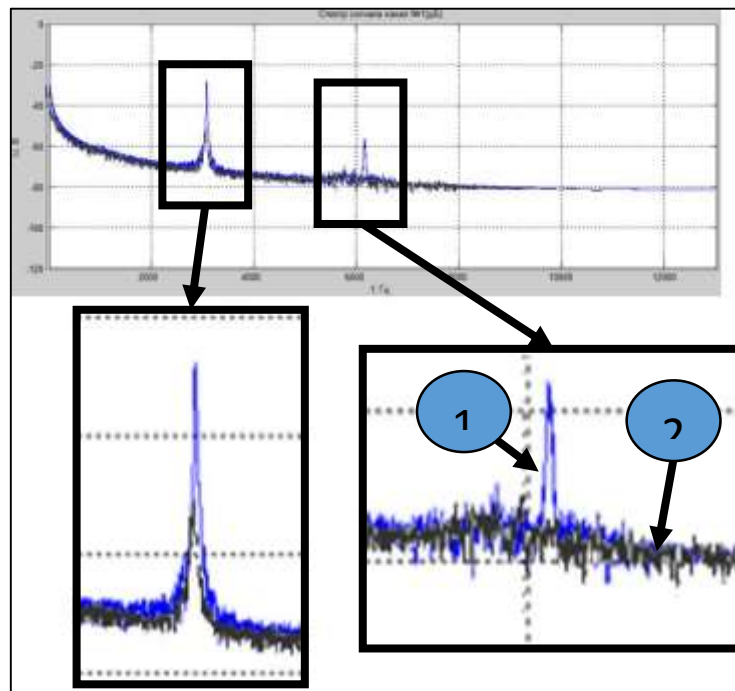


Рисунок 2.30 – Порівняння спектрів із модуляцією (2) та без модуляції (1),
при: S-0.5мм/об; n – 300об/хв; t – 0.5мм; Канал1

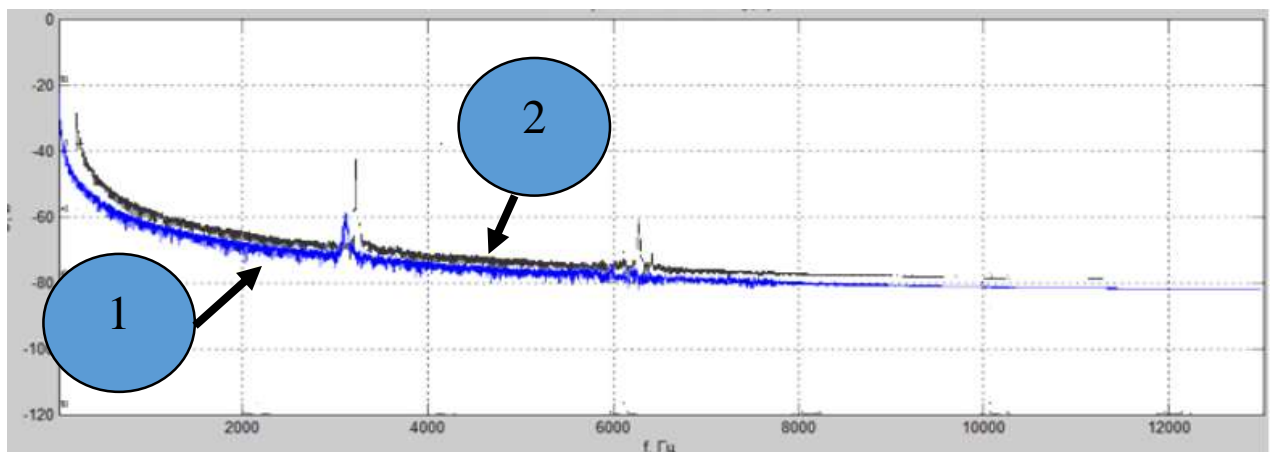


Рисунок 2.31 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2),
при: S-0,5мм/об; n – 300об/хв; t – 0,5мм; Канал2

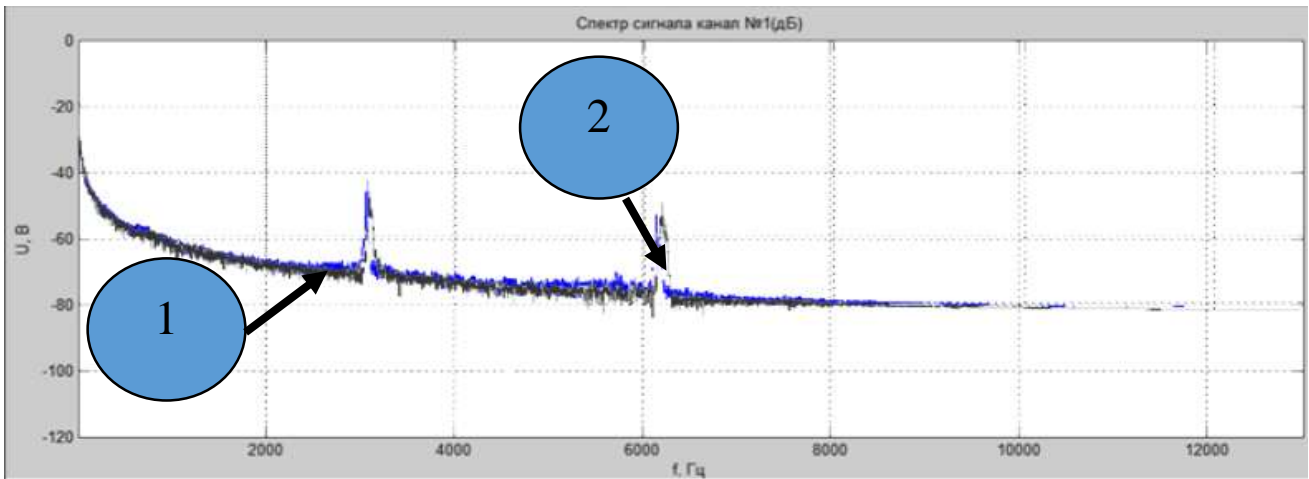


Рисунок 2.32 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2),
при: $S=0,3$ мм/об; $n=300$ об/хв; $t=0,5$ мм; Канал1

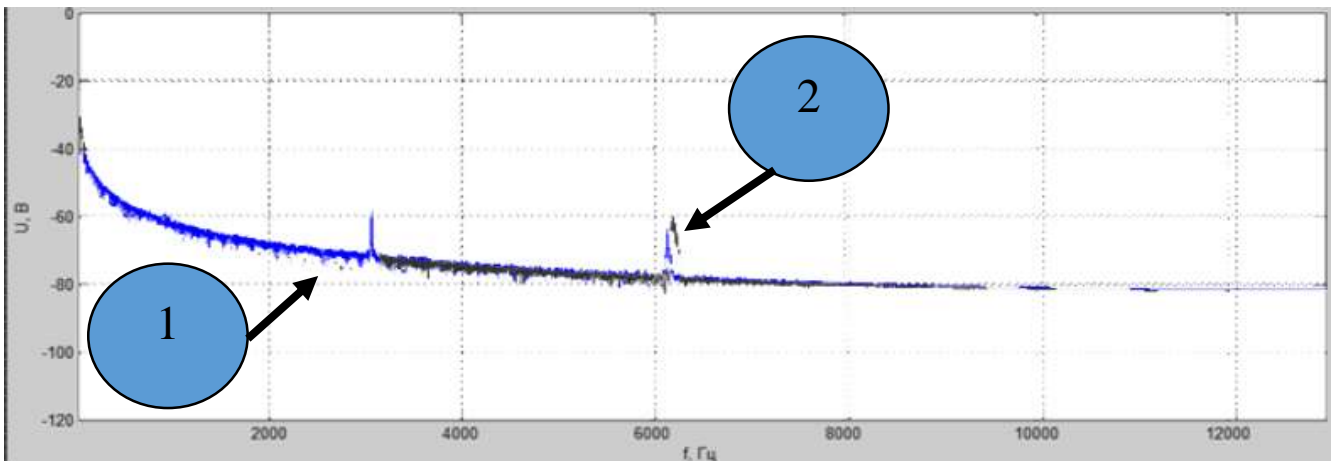


Рисунок 2.33 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2),
при: $S=0,3$ мм/об; $n=300$ об/хв; $t=0,5$ мм; Канал2

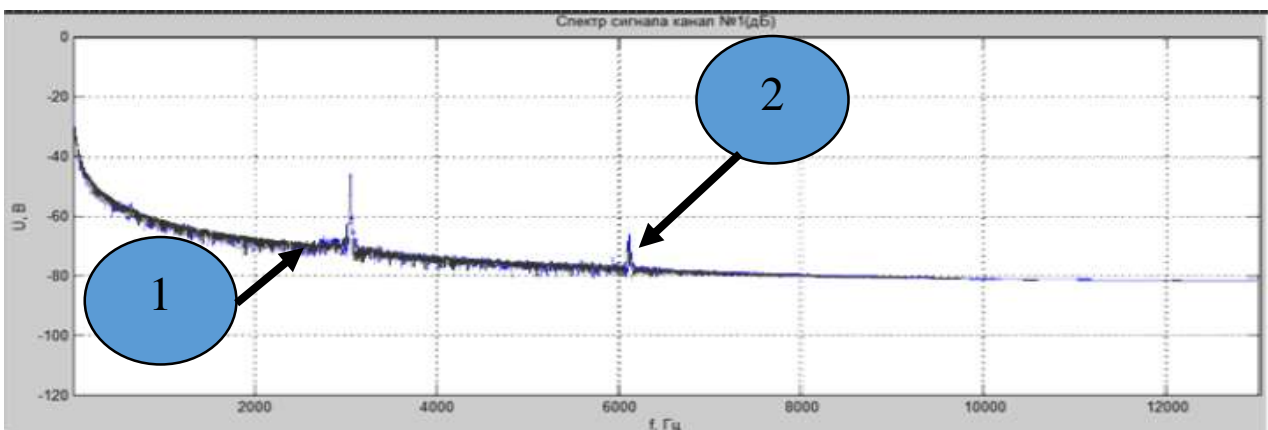


Рисунок 2.34 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2),
при: $S=0,4$ мм/об; $n=250$ об/хв; $t=0,2$ мм; Канал1

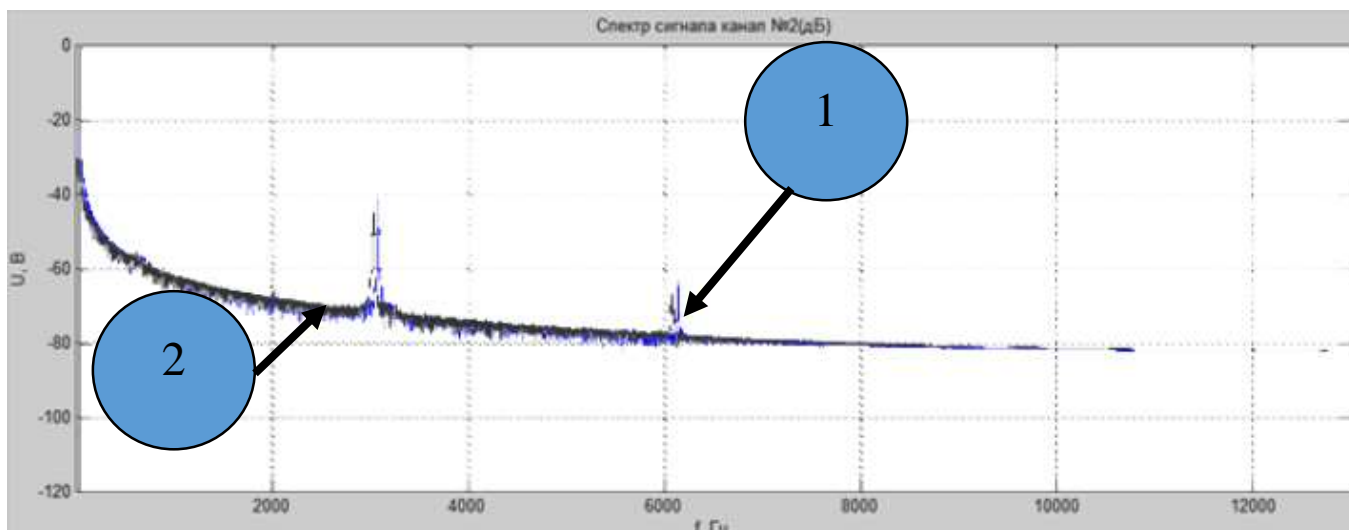


Рисунок 2.35 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2),
при: $S=0,4$ мм/об; $n = 250$ об/хв; $t = 0,2$ мм; Канал2

Як видно із графіків (рис. 2.30 – рис. 2.35) при накладенні модуляції виникають два варіанти: перший – (рис. 2.30 – рис. 2.33) зменшується амплітуда коливань як по всьому спектру, порядком на 5-10дБ, так і деякі піки (рис. 2.30) на 20дБ; другий – зменшується загальний рівень коливань в середньому на 5дБ по всій довжині спектру (рис. 2.30 – рис. 2.35). Але став наочним і той факт, що, чим більший рівень звуку при дослідженні, тобто інструмент «пищить», тим більше і різниця, між спектром вібрації до та після модуляції.

На рис. 2.36, представлено фотографію обробленої поверхні без, с ввімкненою модуляцією. І без додаткових пристроїв видно, що якість поверхні при ввімкненій модуляції вище, ніж без модуляції.

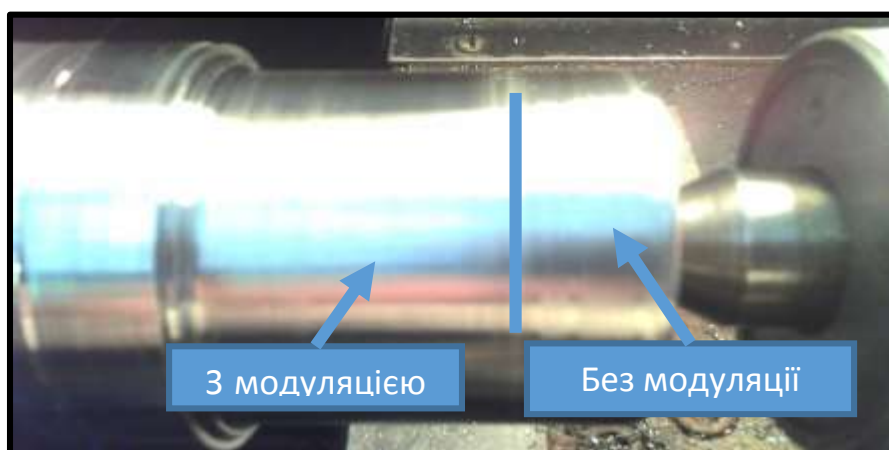


Рисунок 2.36 – Фотографія обробленої поверхні

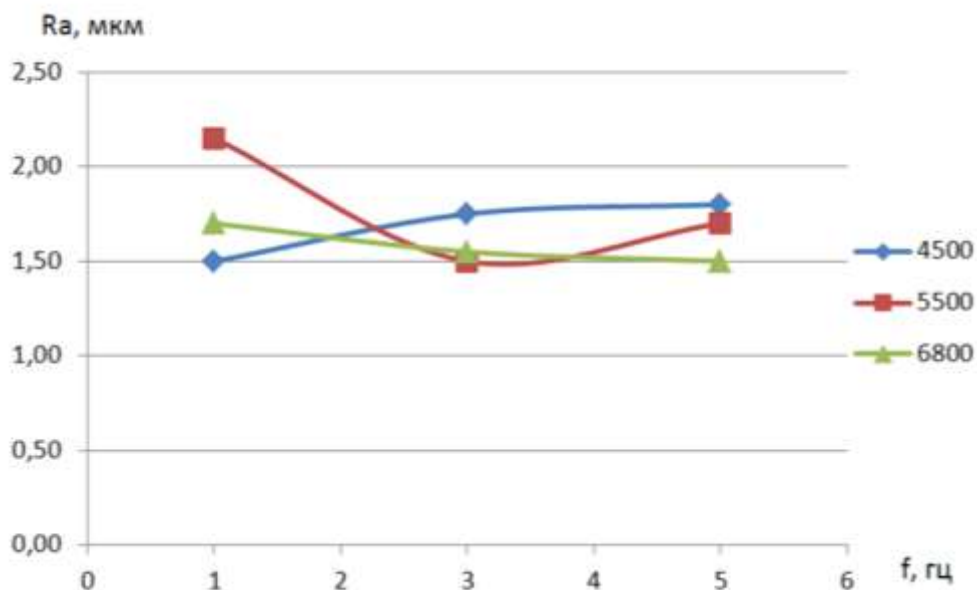


Рисунок 2.37 – Вплив частоти модуляції на шорсткість обробленої поверхні при різних частотах обертання шпинделя

Дослідження впливу власних частот і форм коливань на амплітуду коливання вершини різця. В результаті експериментальних досліджень встановлено, що положення ріжучого інструменту впливає на величину його коливань, та залежить від частоти обертання шпинделя вздовж осей X та Y. Це дозволило сформулювати алгоритм адаптивного керування власними частотами і формами коливань, що забезпечується спів падінням вузлів деформації з зоною різання (рис. 2.38, рис. 2.39).

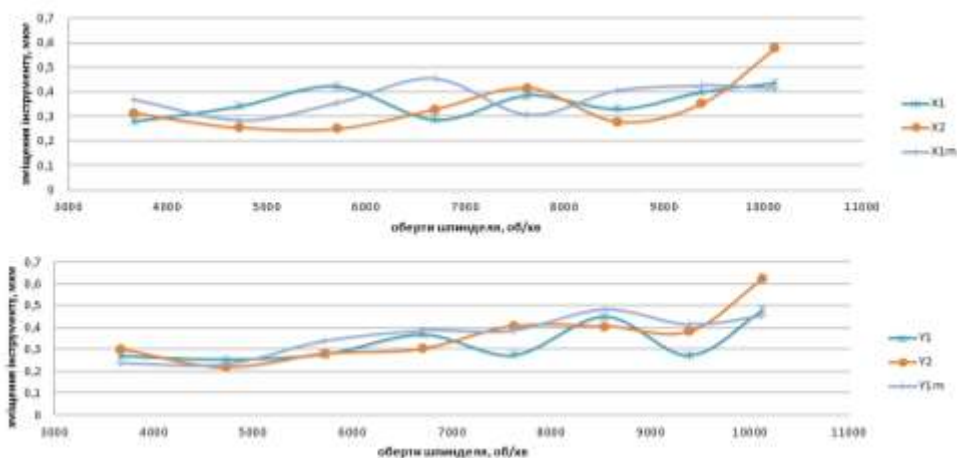


Рисунок 2.38 – Вплив частоти обертання шпинделя на зміщення інструменту

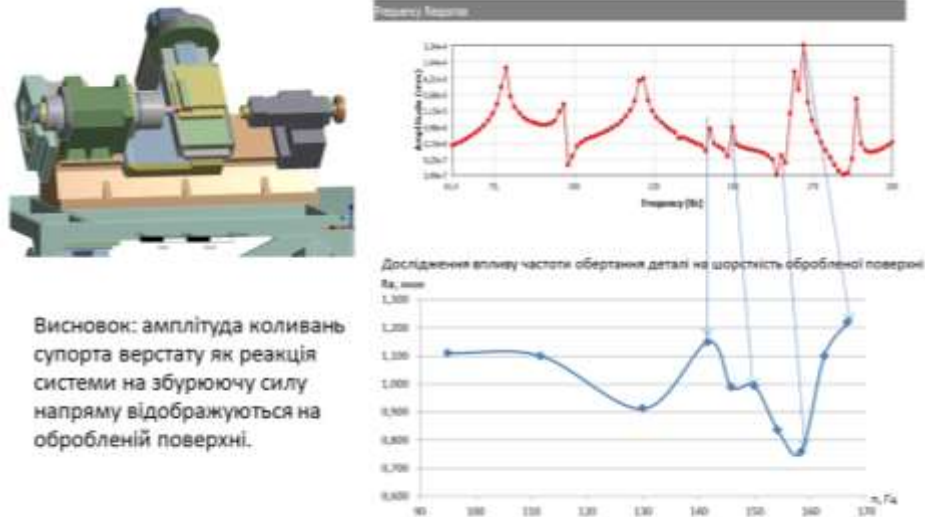


Рисунок 2.39 – Вплив частоти збуджуючої сили на траєкторію переміщення інструменту

Встановлено, що амплітуда коливань верстату, як реакція системи на збуджуючу силу напряму відображаються на обробленій поверхні.

Дослідження зовнішнього впливу на відхилення траєкторії обертання шпинделя. При токарній обробці деталі з високою частотою обертання виявлено явище більш вираженого впливу сторонніх сил на процес різання. Це пов'язано із зменшенням жорсткості підшипникових опор шпинделя із збільшенням частоти обертання (рис. 2.40).

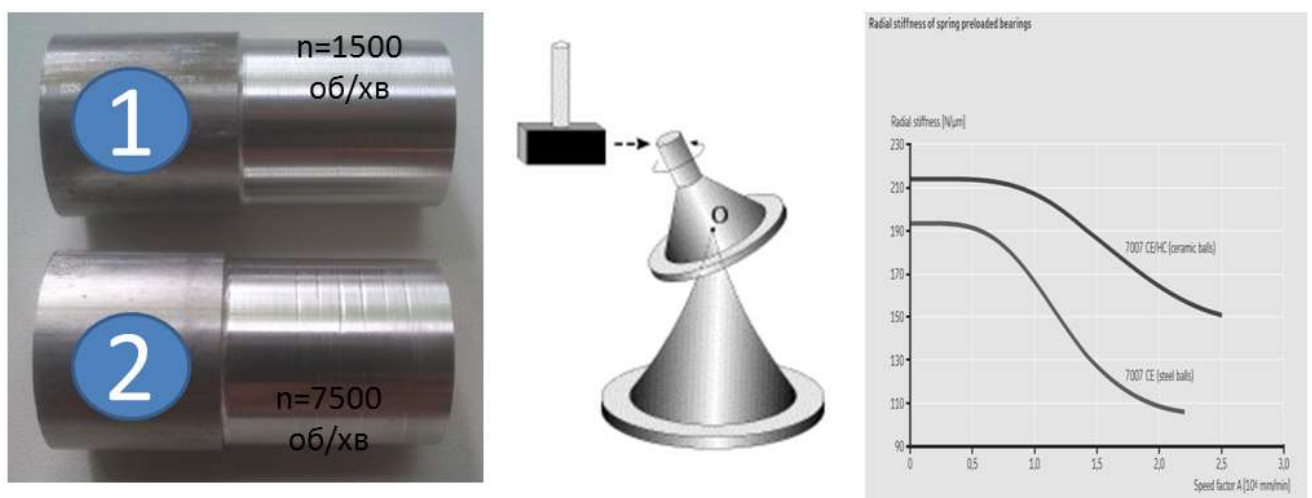


Рисунок 2.40 – Вплив відхилення траєкторії обертання шпинделя на якість обробленої поверхні

Дослідження коливань технологічної системи за профілограммою обробленої поверхні. Із теорії коливань відоме явище биття. Це періодичні зміни амплітуди коливання, що виникають при складанні двох гармонійних коливань з близькими частотами. Биття виникають внаслідок того, що різниця фаз між двома коливаннями з різними частотами весь час змінюється так, що обидва коливання виявляються в якийсь момент часу в фазі, через деяке час - в протифазі, потім знову у фазі і т. д (рис. 2.41).

Положення точки при цьому визначається рівнянням:

$$x = \frac{2F}{|\omega_0^2 - \omega^2|} \sin\left(\frac{\omega - \omega_0}{2}t\right) \sin\left(\frac{\omega + \omega_0}{2}t\right) \quad (2.2)$$

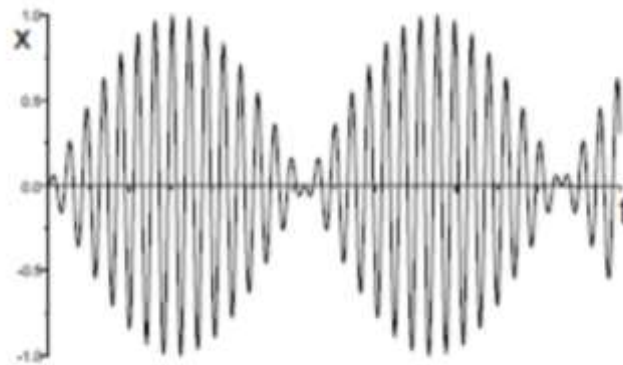


Рисунок 2.41 – Частотна характеристики верстата

Із рівняння видно, що система починає коливатися із частотами, які дорівнюють половині суми або різниці частот вимушених коливань.

Аналіз профілографи поверхні деталі, обробленої точінням, показує, що основною частотою мікро нерівностей, яку можна виділити є геометрична складова, що визначалася за алгоритмом (рис.2.41).

```
Prof=prof;
%Исходный массив - 3 колонки.
% первая - время
% вторая - профиль
% третья - отметчик
%Ra - величина шероховатости по прибору.
Rad=3.1;%roughness scale

s=0.089; %подача резания
n=9360/60; %частота вращения шпинделя в Гц
profm=calcRa(Prof,Rad);

%данные в переменной prof
Fs0_b=1/(profm(2,1)-profm(1,1));
```

```

Fs=Fs0_b*s*n;
prof1=profm(:,2);
L=length(prof1);

Y=fft(prof1);
P2 = abs(Y/L);
P1 = P2(1:L/2+1);
f = Fs*(0:(L/2))/L;
figure(1);
semilogx(f,P1);
figure(2);
plot(profm(:,1),prof1(:,1));
figure(3);
semilogx(s.*n./f,P1);

```

Рисунок 2.41 – Алгоритм обробки сигналу профілографа

2.5 Висновки

1. Сучасні досягнення в галузі виготовлення ріжучого інструменту дозволяють проводити обробку з досить високими швидкостями різання. Однак більшість токарних верстатів і оброблювальних центрів не можуть працювати з такими частотами обертання деталі, при яких можна забезпечити оптимальні режими різання для обробки деталей діаметром менше 20 мм. Це обмежує ресурс різального інструменту із сучасних матеріалів.

2. Підвищення продуктивності деталей малих діаметрів неможливо з кількох причин. Це малі значення максимальних частот обертання шпинделів токарних верстатів для досягнення оптимальних швидкостей різання сучасних інструментальних матеріалів, а також збудження автоколиваний технологічної системи при високих частотах обертання шпинделів верстатів.

3. Потенційними резервами підвищення продуктивності є здатність сучасних інструментальних матеріалів різати з високою швидкістю, технічна можливість виготовлення високошвидкісних шпинделів токарних верстатів

4. Створено стенд, який дозволяє досліджувати поведінку технологічної системи в процесі різання при високій частоті обертання заготовки і шпинделя. Дослідження статичної жорсткості і амплітудно-частотою характеристики, а також

наявність вимірювальних засобів у вигляді акселерометрів і безконтактних давачів переміщення дають можливість створити математичну модель процесу різання.

5. Розроблено експериментальну установку на базі токарного верстата із ЧПК. Експериментальна установка оснащена такими первинними давачами, як: давач обертів шпинделя, давач току та напруги силового перетворювача приводу головного руху, давач вібрацій, модулятора. За допомогою модулятора сигнал завдання, який подається системою числового програмного керування, перетворюється за синусоїдальним законом, причому амплітуду та частоту коливань можна змінювати.

6. Для дослідження вібростійкості процесу точіння було розроблено методику визначення реальної частоти обертання шпинделя, яка включає в себе: зчитування даних; примінення фільтрації; виділення характерних піків; створення масиву часових даних; розрахунок миттєвої частоти обертання шпинделю.

7. Розроблені методики дозволили побачити динаміку роботи силового перетворювача приводу головного руху. Із графіків видно зміну значення функції, яка пропорційна крутному моменту головного двигуна, а саме: без навантаження верстата різанням, розгін і гальмування шпинделя відбувається за рахунок реверсу полярності на якорі головного двигуна.

8. Розроблено методику дослідження, що включає наступні етапи: спочатку проводиться налагодження верстата і встановлення режимів обробки (подача, глибина різання, швидкість різання – частота обертання шпинделю); проводиться експеримент із фіксацією даних з давача вібрації та давача обертів шпинделю послідовно для обробки із модуляцією частоти обертання та без модуляції; обробка даних за розробленими методиками і побудова спектрів та графіків які характеризують процес обробки; оцінювання рівню вібрацій при ввімкненій модуляції, та вимкненій і паралельне наочне оцінювання якості обробки поверхні по зразкам шорсткості.

9. В результаті обробки експериментальних даних встановлено, що при накладенні модуляції виникають два варіанти: перший – зменшується амплітуда коливань як по всьому спектру, порядком на 5-10 дБ, так на величину, що виражена

деякими піками близько 20 дБ; другий – зменшується загальний рівень коливань в середньому на 5 дБ по всій довжині спектру.

**3 ПРОВЕДЕННЯ НАТУРНИХ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ
ПРОЦЕСІВ ТОЧІННЯ, СВЕРДЛІННЯ ТА ФРЕЗЕРУВАННЯ
ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ ТА ПЕРЕВІРКА АДЕКВАТНОСТІ
РОЗРОБЛЕНИХ МОДЕЛЕЙ РОБОЧИХ ПРОЦЕСІВ РІЗАННЯ.
ФОРМУЛЮВАННЯ ТЕОРЕТИЧНИХ ПОЛОЖЕНЬ І РОЗРОБКА
МЕТОДОЛОГІЇ КЕРУВАННЯ ГЕОМЕТРІЄЮ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ
ЛЕЗОВИХ ІНСТРУМЕНТІВ ТА ПАРАМЕТРАМИ РЕЖИМУ РІЗАННЯ ДЛЯ
ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ІНСТРУМЕНТІВ ТА ПРОДУКТИВНОСТІ
ОБРОБЛЕННЯ В ЗАДАНИХ УМОВАХ**

**3.1 Розроблення методології експериментальних досліджень процесів
точіння, свердління та фрезерування важкооброблюваних матеріалів**

Контроль і діагностування стану металообробної технологічної системи є одним з найбільш важливих завдань автоматизованого виробництва. Основною функцією системи контролю, що діагностує поточний стан технологічної обробної системи, є прогнозування моменту її підналагодження або заміни інструменту, що дозволяє уникати браку деталі та незапланованих простоїв технологічної системи, пов'язаних з заміною різального інструменту, або виходу з строю відповідної конструктивної частини верстату.

Для виконання цього завдання необхідна наступна інформація про: стан оброблюваної деталі; величину зношування інструменту; стан верстата з позиції його працездатності [104].

Функціонування контролюючих систем підпорядковується певному алгоритму, який закладається в них за допомогою відповідного програмного забезпечення. Носієм цього програмного забезпечення є апаратна частина цих систем, яка представляє собою стаціонарні, переносні, а, найчастіше, вбудовані мікропроцесорні пристрої. Комбінація програм і їх носіїв – апаратних засобів – носить назву програмно-апаратні комплекси [105-108]. Схему такого розробленого комплексу наведено на рис. 3.1.

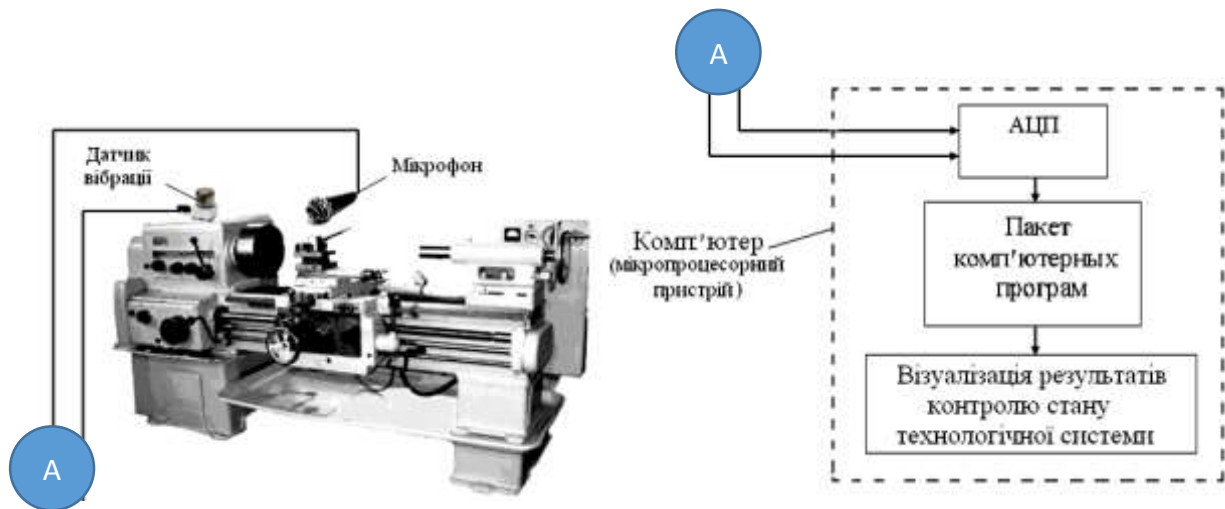


Рисунок 3.1 – Схема програмно - апаратного комплексу

Програмна складова комплексу (рис. 3.2) реалізує певний алгоритм контролю технічного стану металообробної технологічної системи, який забезпечує:

- управління процесом збору необхідної для аналізу вхідної інформації;
- оперативну обробку в режимі поточного часу масиву зареєстрованої інформації;
- оцінювання якості обробки деталі;
- прогноз стійкості інструменту;
- прогноз часу напрацювання верстата до підналагодження або ремонту із зазначенням причини цього ремонту;
- видачу результатів діагностування на екран дисплея та їх збереження у вигляді текстового файлу.



Рисунок 3.2 – Модулі, які складають програмну частину комплексу

Для забезпечення універсальності програмного комплексу по відношенню до апаратних засобів він побудований за модульним принципом (рис. 3.2) і реалізований на декількох алгоритмічних мовах: Турбо Паскаль, Делфі, С і JAVA. Останній варіант комплексу розрахований на мікропроцесорні пристрої, що працюють на платформі Android.

У модулі вимірювання звукового і вібраційного сигналів (рис. 3.3) вхідна інформація реєструється по декількох каналах: по одному з них фіксується звуковий сигнал, що супроводжує процес різання, а по іншим – вібросигнали, які надходять з датчиків, встановлених в потрібних контрольних точках верстата. Для скорочення об'єму інформації, що реєструється, та підвищення оперативності контролю можна обмежитися (якщо цього достатньо) і однією контрольною точкою, розміщеною, наприклад, на передній бабці верстата, в якій розташовані зубчасті передачі.

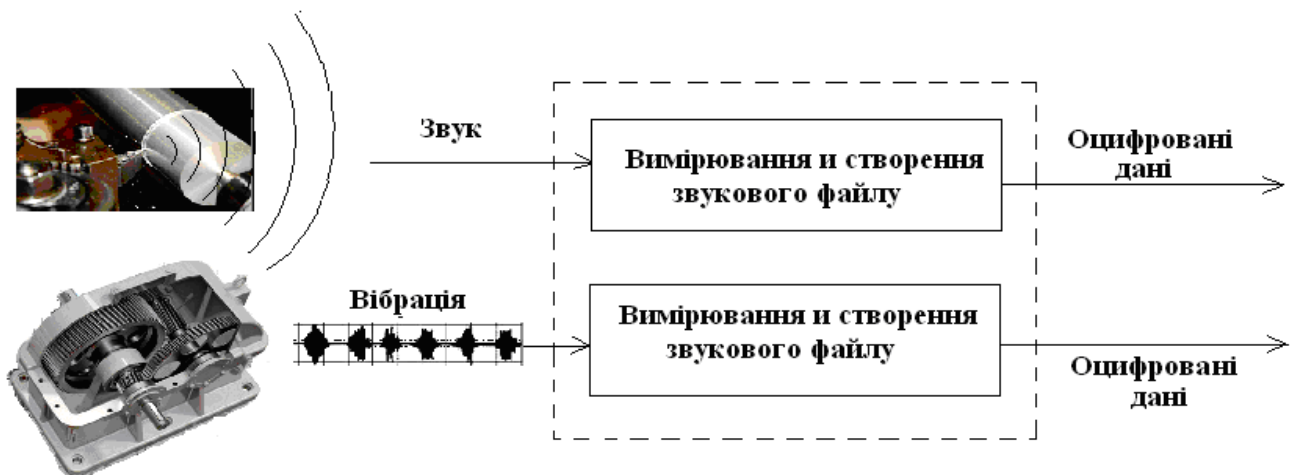


Рисунок 3.3 – Модуль вимірювання звукового і вібраційного сигналів

У модулі спектрального аналізу вхідної інформації здійснюється спектральний аналіз сигналів за допомогою швидкого перетворення Фур'є. При цьому визначається амплітудний спектр віброшвидкості для вібросигналу і амплітуди звукового тиску для звукового сигналу.

У модулі прогнозу стійкості інструменту і ресурсу верстата по однаковому алгоритму у процесі мінімізації значення функціоналу (3.1), знаходиться або стійкість інструменту або ресурс верстата.

$$U = \sum_{i=1}^m [P^P(\tau_i) - P^\Phi(\tau_i)]^2, \quad (3.1)$$

де $P^\Phi(\tau)$ – фактичний параметр сигналу (тиск звуку $E_{зв}^\Phi(\tau)$ або рівень $A^\Phi(\tau)$ вібрації), які вимірюються при функціонуванні технологічної системи; $P^P(\tau)$ – розрахунковий параметр сигналу; m – кількість порівнюваних виміряних і розрахованих значень параметра сигналу.

Розрахункове значення параметра $P^P(\tau)$ визначається за допомогою апроксимаційної моделі (3.2) [109]:

$$P^P(\tau) = P^\Phi(\tau_0) \left[1 \pm \alpha \left(\frac{\tau - \tau_0}{T - \tau} \right)^\beta \right], \quad (3.2)$$

де T – стійкість інструменту, або ресурс станка; $P^\Phi(\tau_0)$ – рівень звукового тиску, або рівень вібрації, зареєстровані на початку процесу обробки деталі (на початку функціонування верстату); τ_0, τ – тривалість механічної обробки деталі (тривалість функціонування верстату), відповідно, на момент першого (вихідного) і поточного контролів їх станів; α, β – параметри апроксимаційної моделі.

Розрахункове значення рівня вібрації верстата $A^P(\tau)$ визначається за допомогою апроксиміційної моделі (3):

$$A^P(\tau) = A^\Phi(\tau_0) \left[1 \pm \lambda \left(\frac{\tau - \tau_0}{T_{PEM} - \tau} \right)^\mu \right], \quad (3.3)$$

де: $A^\Phi(\tau_0)$ – рівень вібрації верстата, зареєстрований після його чергового ремонту (або при першому ввімкненні нового верстата); T_{PEM} – прогноз наробки верстата до ремонту; τ_0, τ – тривалість роботи верстата на момент першого та поточного контролю стану технологічної системи; λ, μ – параметри апроксимаційної моделі.

У модулі оцінки якості за допомогою кумулятивних безрозмірних комплексних параметрів – показників – кількісно описується якісні показники функціонування технологічної системи (табл. 3.1).

Точність форми деталі оцінюється за допомогою показника якості форми $a_{\phi\delta}(\tau)$ [110] (табл.3.1). Параметри даної залежності (α, β, T) знаходяться при мінімізації функціоналу (3.1). Показник $a_{\phi\delta}(\tau)$ змінюється від нуля (при $\tau_i = \tau_0$), коли інструмент «гострий», до одиниці (при $\tau_i = T$), коли інструмент потребує заміни.

На рис.3.4 наведено графік зміни показника якості $a_{\phi\delta}(\tau)$, реалізованого при поздовжньому точінні. Аналіз показує, що показник якості форми деталі протягом основного часу роботи інструменту змінюються незначно, маючи величину, близьку до 0,5. Різде збільшення значення показника якості форми свідчить про необхідність припинення процесу обробки для запобігання браку деталі у зв'язку з досягненням ступеня зношування інструменту до його недопустимої величини.

Таблиця 3.1 – Показник, які використовуються для оцінки якості функціонування технологічної системи

Елемент технологічної системи	Показник	Формула
Деталь	Точність форми деталі [82]	$a_{\phi\delta}(\tau) = \frac{(\tau - \tau_0)^\beta}{(\tau - \tau_0)^\beta + (T - \tau)^\beta}$
	Шорсткість оброблюваної поверхні	$a_{Ш} = 125 \frac{S^2}{r_g} a_{BK}$
Різальний інструмент	Поступове зношування леза інструменту	$F_{IH} = \alpha \bar{A} + \beta \bar{V}$
	Викришування леза	$a_{BK} = \frac{\tau - \tau_0}{T_\delta - \tau_0} \quad [33]$
	Комплексний вплив на технічний стан інструменту процесів зношування і викришування його леза	$a_{КОМП} = a_{BK} + F_{IH} - a_{BK} \cdot F_{IH}$
Верстат	Ступінь розвитку дефектів верстата	$F_{iД} = \alpha \bar{A} + \beta \bar{V}$

Якість технічного стану різального інструменту прийнято характеризувати такими параметрами: «добре», «прийнятне», «допустиме», «вимагає підналагодження» і «вимагає заміни» (табл. 3.2). Кількісно ці стани описуються за допомогою дискримінантної (класифікуючої) функції F_{IH} [34] (табл.2.1).

$$\bar{A} = \frac{E_{3B}(\tau) - E_{3B}(\tau_0)}{E_{3B}(T) - E_{3B}(\tau_0)}$$

Ця формула має слідуочи складові: \bar{A} – ступінь зміни рівня

$$\bar{V} = \frac{T_n - \tau_0}{T_d - \tau_0}$$

звукового тиску; \bar{V} – швидкість зміни рівня звукового тиску; $E_{3B}(T)$ – рівень звукового тиску на час заміни інструменту; T_d – дійсна стійкість інструменту (напрацювання інструменту до його заміни); T_n – прийнята (нормативна) стійкість інструменту; α, β – вагові коефіцієнти ($\alpha + \beta = 1$).

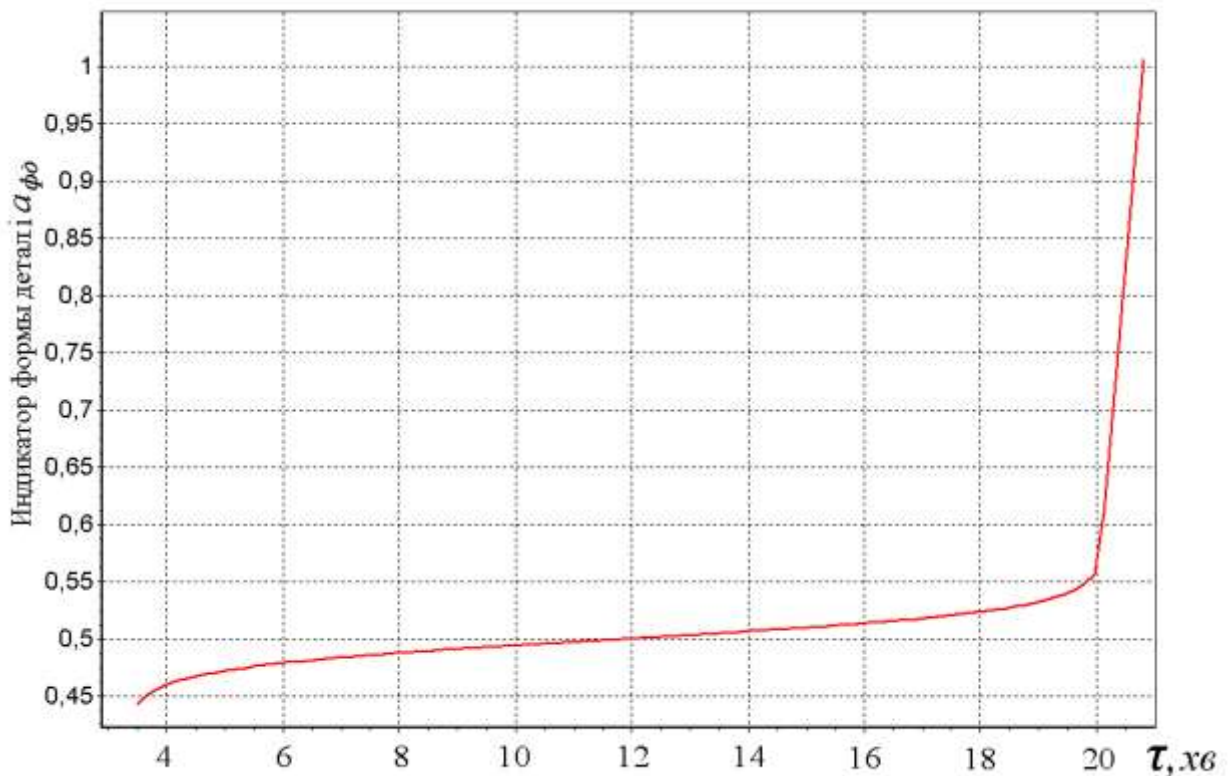


Рисунок 3.4 - Зміна показник якості форми деталі a_{fd} в залежності від тривалості поздовжнього точіння

Величини вагових коефіцієнтів уточнюється в ході експлуатації технологічної системи і при відсутності накопиченого досвіду експлуатації рекомендовано приймати рівними 0,5.

Співвідношення між якісною і кількісною характеристиками стану інструменту наведено у табл. 3.2.

Класифікуюча функція F_{IH} характеризує поступову зміну стану інструменту в наслідок його зношування. Однак, на стан інструменту істотно впливає і викришування різальної кромки леза. Це явище кількісно описується за допомогою показника викришування a_{BK} (див. табл.2.1).

Таблиця 3.2 – Співвідношення між якісною і кількісною характеристиками технічного стану інструменту

«добре»	«прийнятне»	«допустиме»	«вимагає підналагодження»	«вимагає заміни»
0,0 – 0,41	0,41–0,63	0,63–0,90	0,90–1,0	> 1,0

Результати розрахунку показника a_{BK} наведено на рис. 3.5. У якості вихідних для розрахунку даних використовувалася інформація, отримана при фрезеруванні циліндричною фрезою, в ході якого було реалізовано відкол зуба фрези. З графіка витікає, що показник a_{BK} по мірі зростання тривалості різання, змінюється від нуля до одиниці в момент відколу зуба фрези.

Якщо показник a_{BK} помножити на величину параметра R_z , що характеризує шорсткість оброблюваної поверхні, то можна отримати показник, який буде характеризувати якість обробленої поверхні. Параметр R_z розраховується за наступною відомою емпіричною залежністю, яка запропонована професором Чебишевим В.Н.:

$$a_{ш} = 125 \frac{S^2}{r_g} a_{BK} \text{ ,МКМ}$$

де S – подача, мм/об; r_g – радіус вершини різця, мм.

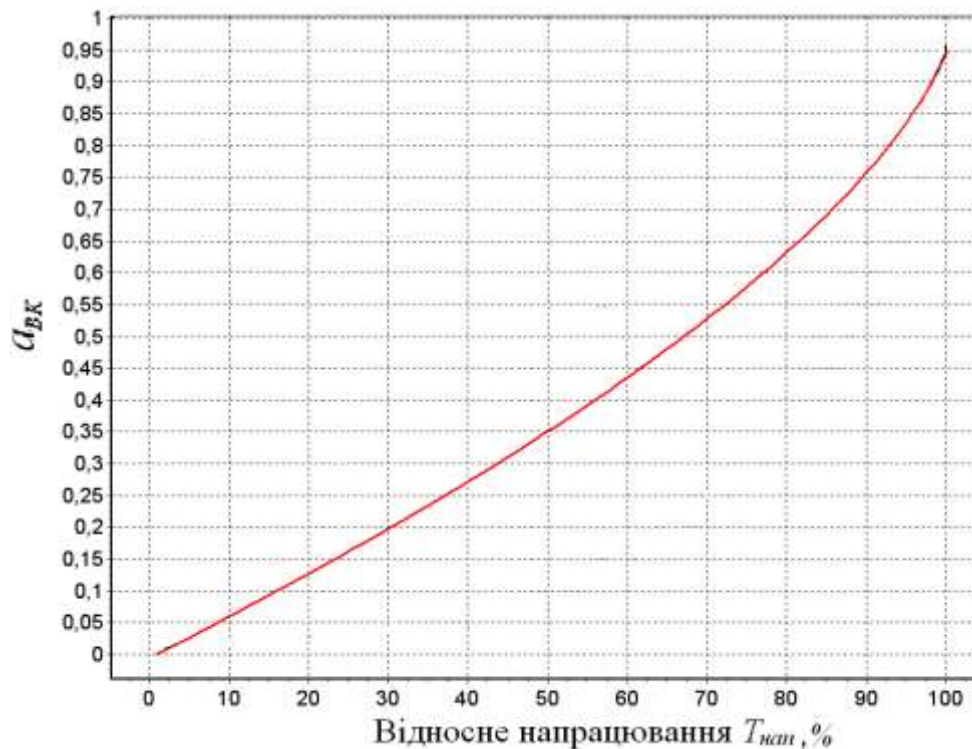


Рисунок 3.5 – Зміна показника викришування (відколу) a_{BK} в залежності від тривалості фрезерування

Класифікуюча функція F_{III} і показник викришування a_{BK} змінюються від нуля до одиниці, тому їх можна розглядати як імовірнісні події. Оцінимо ймовірність їхнього спільного настання при різанні. Вважаючи ці події незалежними, отримаємо наступний вираз для показника $a_{КОМП}$, що характеризує комплексний вплив на технічний стан інструменту його поступового зношування і викришування (табл. 3.1).

Оцінка технічного стану верстатного обладнання здійснюється по аналогії з методикою діагностування різального інструменту за допомогою класифікуючої функції (табл. 3.1) та шляхом використання співвідношень між якісними і кількісними характеристиками стану інструменту, наведеними у табл. 3.2.

Застосування класифікуючої функції дозволяє об'єднати простоту вже достатньо широко прийнятого в промисловості, наприклад, для обертових машин типу компресор, методу діагностування на основі норм віброактивності з точністю діагнозу, що одержується шляхом обчислення швидкості зміни технічного стану верстатного обладнання.

Алгоритм, реалізований програмним забезпеченням даного модуля, передбачає виділення в спектрі вібросигналу тих частотних складових, що реагують на появу і розвиток дефектів верстата. Часові ряди, складені з амплітуд цих частотних складових - інформаційних гармонік - апроксимуються за допомогою моделі (2).

У ході цієї апроксимації визначаються ресурси вузлів верстата, на дефекти яких реагують контрольовані інформаційні гармоніки. Далі розраховуються величини класифікуючих функцій, що характеризують ступінь критичності технічного стану кожного з підконтрольних вузлів верстата.

У модулі візуалізації результатів контролю стану технологічної системи на екран дисплея виводяться лінійчаті показники (рис.2.6), які змінюються зліва направо. показники характеризують якість обробки деталі (формули (3.3) і (3.6)), стан інструменту (формули (3.4) , (3.5) і (3.7)) і стан вузлів верстату (формула (3.4)).

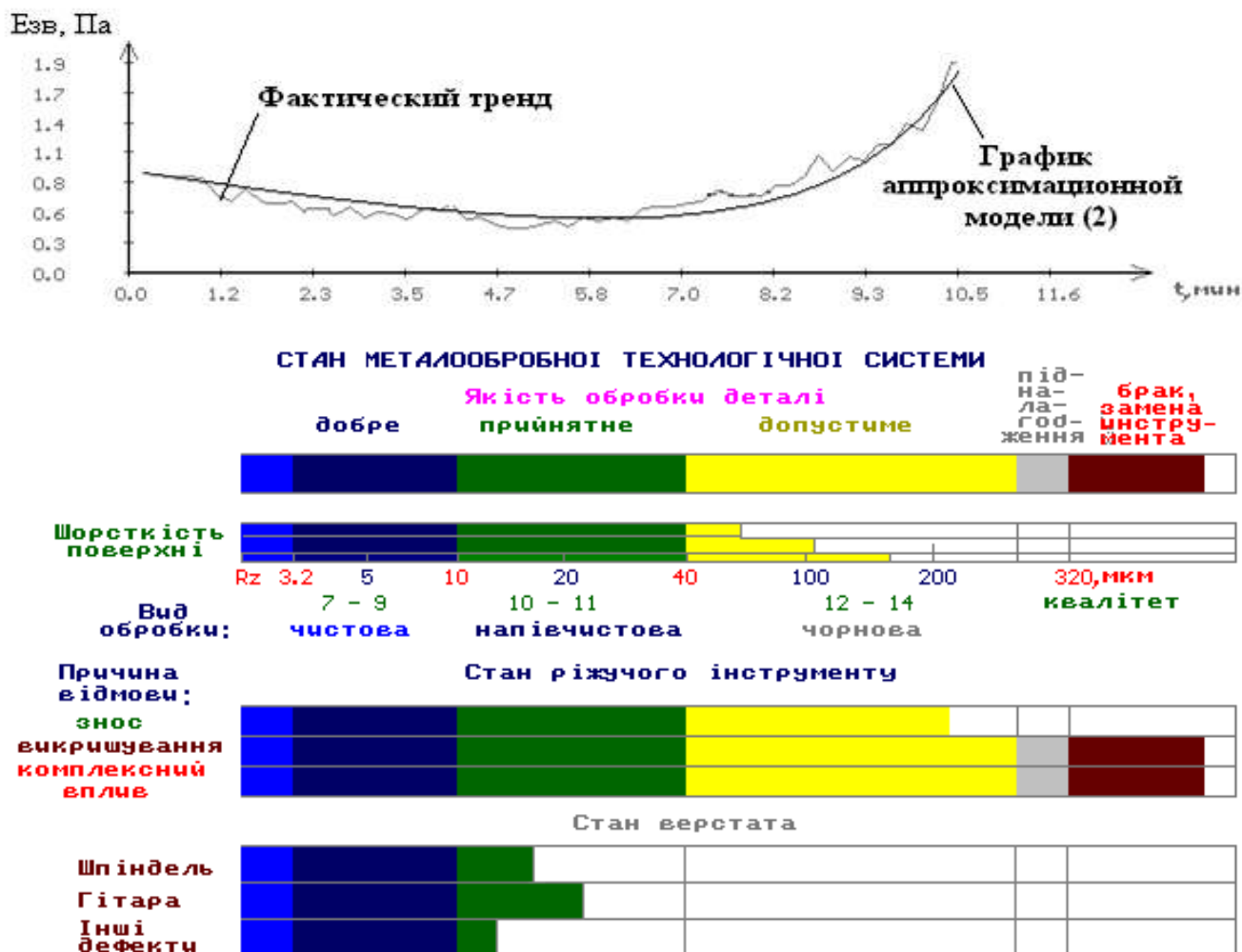


Рисунок 3.6 – Інформація про стан металообробної системи, яка виводиться на дисплей монітору

Апаратна частина комплексу складається з датчика вібрації, мікрофону та комп'ютера. На рис. 3.7 показано макет апаратної частини комплексу, а на рис. 3.8 наведено приклад використання програмно - апаратного комплексу при контролі стану технологічної системи в процесі фрезерування циліндричною фрезою.

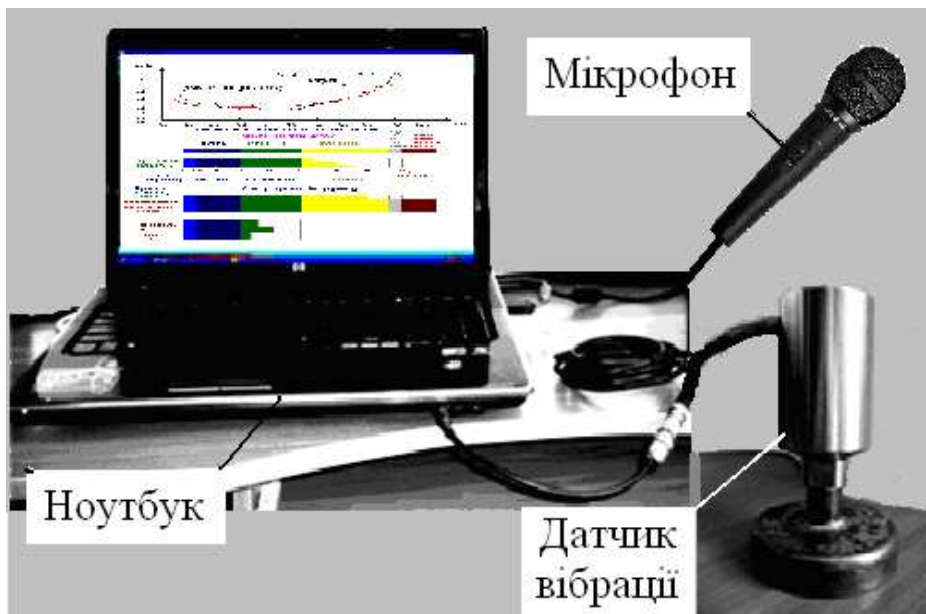


Рисунок 3.7 – Макет апаратної частини програмно-апаратного комплексу

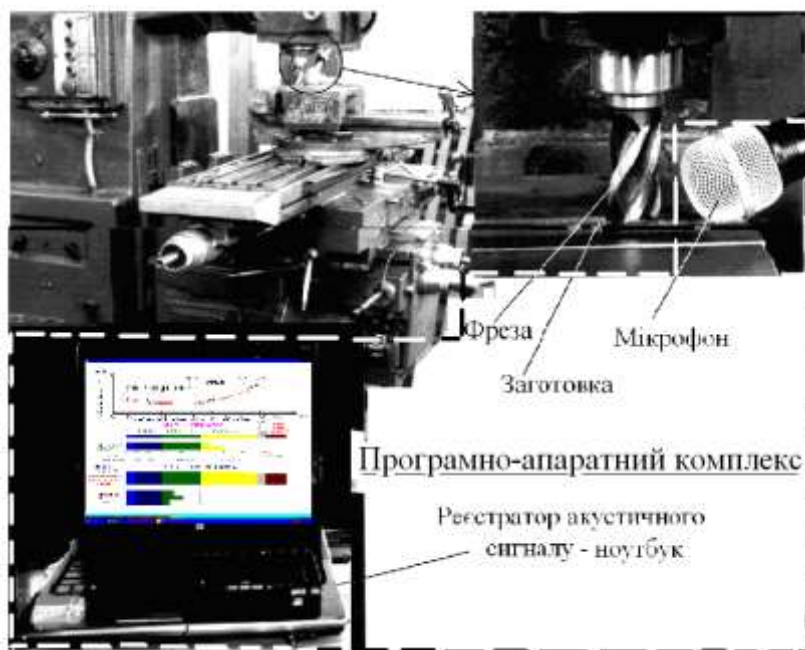


Рисунок 3.8 – Контроль звуку, супроводжуючого процес фрезерування, за допомогою апаратної частини програмно - апаратного комплексу (мікрофон показано умовно)

Датчик вібрації та мікрофон (рис. 3.7 і 3.8) перетворюють коливання та звуковий тиск в електричні сигнали. Ці сигнали подаються на комп'ютер, де вони піддаються спектральному і логічному аналізу за допомогою розглянутого раніше програмного оснащення даного апаратно – програмного комплексу, яке забезпечує:

- реєстрацію зміни звуку та вібрації в часі;
- розрахунок і будівництво спектрів звуку та вібрацій верстату;
- розрахунок терміну експлуатації різального інструменту та наробітку верстату до його зупинки на ремонт чи підналагодження;
- контроль якості обробки деталі, технічного стану інструменту та верстату зі збереженням усіх даних у текстовому файлі;
- відображення результатів контролю у наглядній формі на екрані дисплею;
- подачу звукового сигналу у разі досягнення технологічною системою критичного стану, пов'язаного або з якістю обробки деталі, або з технічними станами різального інструменту та верстату;
- документування результатів діагностування у вигляді «Протоколу ...», що зберігається в текстовому файлі.

3.2 Проведення експериментальних досліджень процесу точіння

Традиційні процеси обробки різанням займають значну частину всіх виробничих операцій. Нові досягнення в технологіях верстатобудування і виробництва ріжучого інструмента та удосконаленням матеріалів, значно збільшують продуктивності, покращують якість продукції, зниження затрат, і вимагають застосування прогностичних моделей для використання в системах планування процесів обробки. На виробництві це включає в себе вибір: оптимальних режимів різання, СОТС, різальних інструментів і т.д. Основна мета моделювання - задовольнити функціональні вимоги з оптимізованим планом процесу. Для досягнення мети прогнозуючі моделі повинні бути розроблені та інтегровані в процес моделювання. Ці моделі можуть бути широко класифіковані як аналітичні, чисельні, експериментальні, засновані на штучному інтелекті (ШІ) і методах гібридного моделювання [109].

Проте прогнозуючі моделі фокусуються на фундаментальних фізичних параметрах процесу, (напруга, деформація, швидкість деформації, температура і динамічне відхилення інструменту). Однак на виробництві вимагається прогнозувати параметри продуктивності процесу, (стійкість інструменту, цілісність поверхні, сил при різанні, точності розмірів і стабільності процесу).

Завдяки своїй відносній простоті, моделювання ортогонального різання залишається на першому місці в дослідницькій діяльності, присвяченій різанню металів.

Більшість досліджень направлено на обчислення фундаментальних фізичних змінних в процесі формування стружки. У той час прогнозування результатів процесу ортогонального різання залишається складним завданням саме по собі. Результати моделювання залежать від варіацій інструментального та оброблюваного матеріалу, геометрії леза, покриття, режимів різання, СОТС і т.д. Розуміння взаємодій між цими вхідними параметрами і остаточними фундаментальними змінними процесу є активною областю досліджень. Отримання універсальної і кількісно точної моделі формування стружки залишається серйозною проблемою і на даний час. Таким чином результати по моделюванні процесів направлених на знаходження напруги, деформацій, швидкості деформації, температури і динамічного відхилення інструменту розвинені досить широко, в той час як спроби прогнозування параметрів які супроводжують процес різання, а саме: знос/стійкість інструменту, цілісність поверхні, сил/потужності/крутного моменту при різанні, точності розмірів і стабільності процесу, все ще тривають.

Аналітичні методи, засновані на фізиці, розроблювані протягом десятиліть забезпечують міцну основу для кількісного моделювання процесів обробки. Інтерес до чисельного моделювання (наприклад, методом скінченних елементів (МСЕ) тощо) продовжує рости швидкими темпами протягом останніх чотирьох десятиліть. Великі огляди аналітичних і чисельних методів моделювання були описані для процесів різання точінням, фрезеруванням, строганням [110, 111] і навіть шліфуванням [112]. Внаслідок досягнень в обчислювальних методах, таких як адаптивні сітки і автоматична перебудова сітки, чисельні перешкоди у вирішенні збіжності для надмірних спотворень сіток в значній мірі подолані [113, 114].

Незважаючи на значні успіхи останнього часу, МСЕ як і раніше залишається методом «включи і працюй» («plug and play») для прогнозування деяких вихідних параметрів виробництва, що залежать від граничних умов, у тому числі тертя. Наприклад, було сказано, що моделювання МСЕ того ж процесу може привести до різних результатів [115]. З цієї причини були проведені деякі чутливі аналізи для вивчення впливу певної сітки, теплопровідності, теплоємності, моделі напруги плинності, значень параметрів в моделі напруги плинності, моделі тертя, коефіцієнта тертя на контактні теплові властивості [116, 117]. Проте, у відповідь на промислові вимоги були розроблені моделі для матеріалів, таких як загартовані сталі, леговані сталі, титанові та нікелеві жароміцні сплави [118, 119]. Крім того, значних досягнень досягнуто у сфері моделювання зубчастої та сегментованої стружки з використанням руйнуючого критерію, який був запропонований в багатьох дослідженнях [118, 119].

Як було відмічено раніше, механічна обробка різанням є найбільш поширеною операцією по створенню нових виробів з точки зору об'ємів та затрат. Обробка різанням являє собою складну проблему, яка не дає спокою дослідникам вже багато років. Прогнозування основних фізичних змінних методами показаними на рис.3.1 продовжує вносити значний прогрес. Тим не менш, ми не можемо ігнорувати той факт, що кінцевою метою обробки є прогнозування промислово важливих параметрів, що підвищить продуктивність. На рис.3.1 показано основні напрями з моделювання робочих процесів різанням.

Вхідні параметри моделі включають режими різання, геометрію інструменту, матеріал заготовки та інструменту. Як згадувалося раніше, виходячи з вхідних параметрів більшість моделей розраховує проміжні фундаментальні фізичні змінні (I етап). Потім ці дані використовуються для отримання вихідних параметрів продуктивності обробки (II етап). Без успішних моделей, коштовне експериментальне тестування буде продовжувати превалювати. Таким чином, найбільш успішні моделі, з точки зору їх використання в промисловості, є ті, які успішно здійснюють крок від стадії I до стадії II; моделювання стійкості інструменту є одним з таких прикладів. Проте, в сучасних дослідженнях мають місце випадки, коли при незмінних вхідних змінних, вихідні параметри процесу

можуть все ще змінитись. Це вказує на області, в яких все ще існує нестача розуміння сутності процесів, і це все ще раз підкреслює необхідність створення фундаментальних основ моделювання процесів.

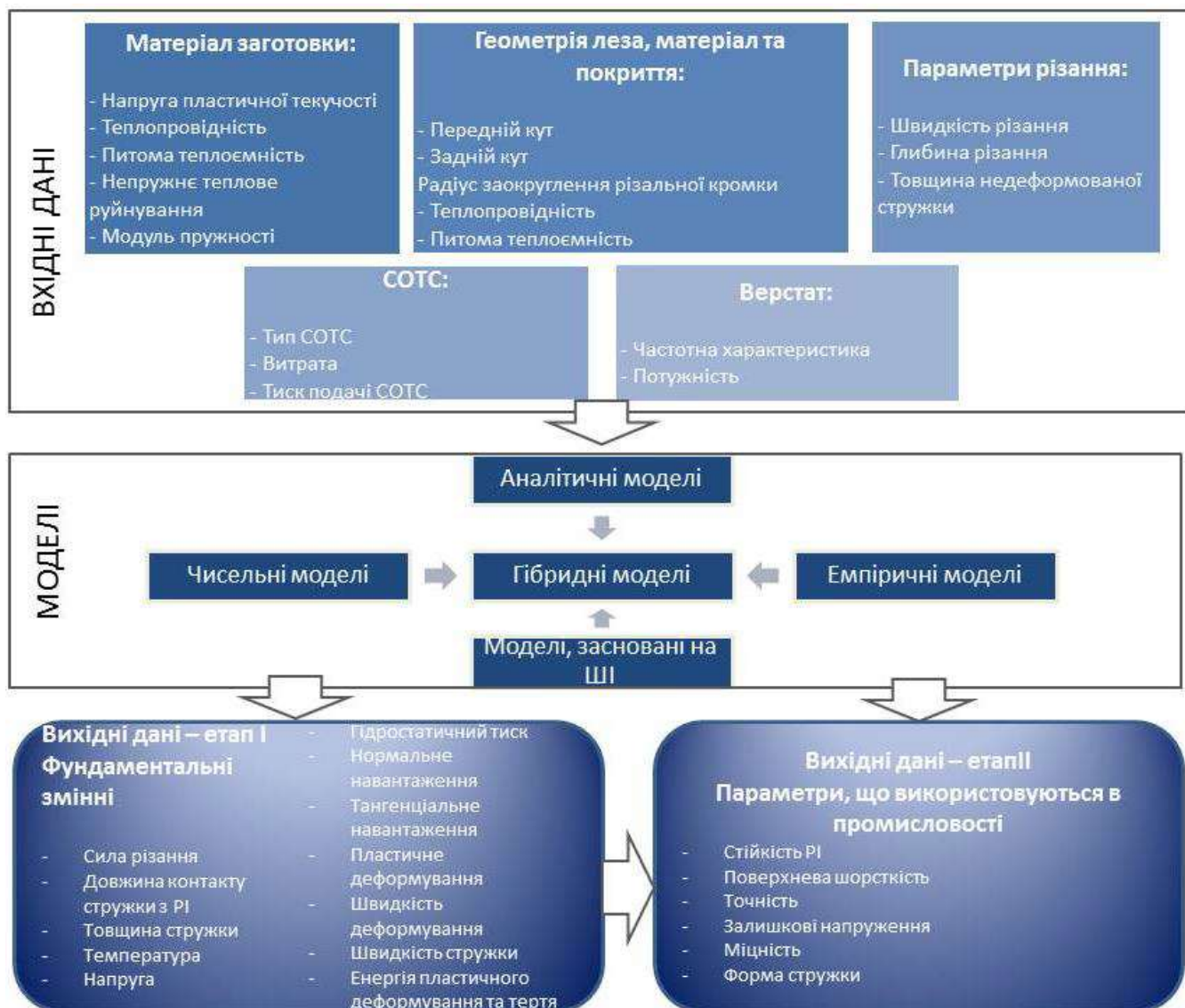


Рисунок 3.9 – Моделювання процесів різання [48]

Проаналізувавши роботи вчених які займалися моделюванням процесів обробки методом скінчених елементів, було визначено переваги та недоліки моделей 2D та 3D.

З результатів роботи можна зробити висновок, що у 2D моделі більше переваг і використання саме цього методу, задовольняє вимоги до моделі по точності та часу розрахунку.

2D метод скінчених елементів:

Позитивні властивості:

- 2D-адіабатична задача потребує менше часу роботи ПЕОМ.

- 2D-задача, дає значно достовірніші результати по термомеханічній задачі при розрахунках. Це пов'язано з більшою кількістю деформованих елементів у 3D-моделі порівняно з 2D-моделлю.

- Отримання більш точних розрахунків процесів в зоні різання.

3D метод скінчених елементів:

Позитивні властивості:

- Можна скоротити час розв'язання 3D-задачі, ідеалізуючи граничні умови по ширині заготовки.

- Краща візуалізація процесів і груба оцінка розрахункових параметрів.

Негативні властивості:

- 3D-адіабатична задача потребує більше ніж у 30 разів більше часу на роботу ПЕОМ ніж 2D.

- У випадку моделі з теплопровідністю 3D зв'язана термомеханічна задача також вимагає більше ніж у 30 разів більше часу ніж 2D.

Оскільки при різанні має місце складний, об'ємно напружено-деформований стан заготовки, то при обчислювальному експерименті доцільно використовувати модуль тривимірного моделювання DEFORM 3D. DEFORM 3D має спеціальний помічник - шаблон, що дозволяє спростити завдання початкових і граничних умов при моделюванні таких процесів обробки різанням, як точіння, свердління, фрезерування. Для скорочення часу розрахунку моделювання, процес різання здійснювався тільки для сектору заготовки.

Для проведення пошукових досліджень щодо визначення ефективних шляхів врахування параметрів геометрії ріжучої частини, було встановлено, наступні умови та дані введення: для процесу різання використовується деформація моделі по прямій траєкторії; в процесі розрахунку враховуються лише заготовка та різальний інструмент.

Схема заготовки наведена рис.3.10. Нижче наведено характеристики теплопровідності, теплоємності та температурної деформації, що змінюються за лінійним законом.



Рисунок 3.10 – 3D модель заготовки

Заготовка:

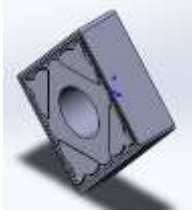
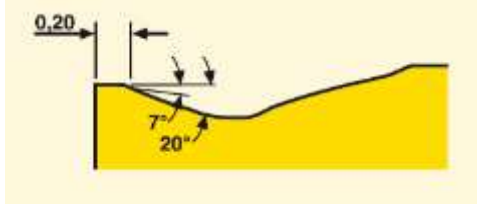
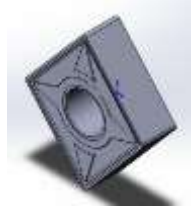
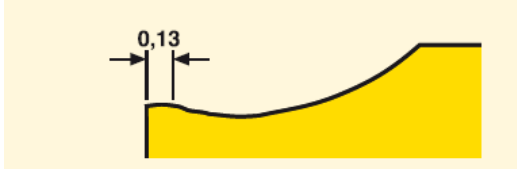

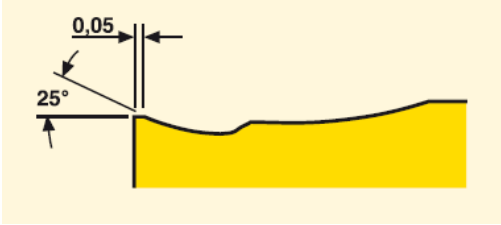


- Матеріал Сталь 45;
- Температура в діапазоні (20-800 ° C);
- Теплопровідність (K): Від 51,9 (при 20 ° C) до 33 (при 700 ° C) Вт/ (м* К);
- Теплоємність (С): Від 486 (при 20 ° C до 874,4 (на 700 ° C) Дж / кг / К ;
- Густина (ρ): 8030 кг / м³ ;
- Температурна деформація: від 1.19e-5 (при 20 ° C) до 1.49e-5 (при 700 ° C);
- Коефіцієнт Пуассона: 0.3;
- Модуль Юнга (E): від 210000 (при 20 ° C) до 130, 000 (при 900 ° C) МПа.

У якості інструменту для моделювання були обрані токарні твердосплавні пластини з каталогу SECO. 3D моделі пластин були розроблені за допомогою SolidWorks.

SECO представляє повний спектр токарного інструменту - для зовнішньої токарної обробки, внутрішній токарної обробки, багато направляючої токарної обробки (МТО), токарної обробки мініатюрних деталей (міні-вал), обробки різі, проточки канавок, торцювання і відрізання. Крім того, випускається інструмент для ряду спеціальних задач, таких як Обробка залізничних коліс, а також інструмент зі спеціальними пристроями кріплення на верстаті, наприклад Seco-Carpo.

Моделі токарних пластин, та геометрія стружко зламних канавок представлені в таблиці 3.3.

Таблиця 3.3 – Геометричні характеристики пластинок

Модель пластинки	Геометрія стружко-зламної канавки
	
	
	
	

Різальний інструмент.

- Матеріал пластини: карбід вольфраму (WC);
- Теплопровідність (K): 84 Вт/ (м* К);
- Теплоємність (С): 180,7 Дж / кг / К;
- Густина (ρ): 15800 кг / м³.

Граничні умови моделювання

Коефіцієнт конвективної віддачі – 0,02 Н/м/с/°С

Коефіцієнт теплопередачі – 45 Н/м/с/°С

Здвиг коефіцієнта тертя – 0.5

Матеріал деталі – сталь 45

Інструментальний матеріал – WC

Головний кут в плані $\varphi=45^0$

Кількість кроків – 1000

Кроки для зберігання – 25

Довжина різання – 3,5 мм

$a= 0,0000002$

$v= 650,5$

Аналіз структури програмного пакету DEFORM 3D. DEFORM - спеціалізований інженерний програмний комплекс, призначений для аналізу процесів обробки металів тиском, термічної і механічної обробки. DEFORM дозволяє перевірити, відпрацювати та оптимізувати технологічні процеси безпосередньо за комп'ютером, а не в ході експериментів на виробництві методом проб і помилок. Завдяки цьому істотно скорочуються терміни випуску продукції, підвищується її якість та знижується собівартість.[101]

Розроблений американською компанією ScientificForming Technologies Corporation (SFTC), яка є лідером в області моделювання процесів обробки металів тиском. DEFORM дозволяє моделювати практично всі процеси, що застосовуються в обробці металів тиском (кування, штампування, прокатка, пресування та ін), а також операції термічної обробки (загартування, старіння, відпустка та ін) і механообробки (фрезерування, свердління та ін).

DEFORM застосовується по всьому світу, як на промислових підприємствах, так і в науково-дослідних інститутах і технічних університетах, є найпоширенішим програмним комплексом для моделювання процесів обробки металів[110].

Переваги DEFORM:

- універсальність - програма DEFORM дозволяє моделювати широке коло технологічних процесів, які застосовуються на виробництві;
- сумісність з більшістю програмних пакетів для створення геометричних моделей і генерації кінцево-елементної сітки;
 - великі можливості самостійної генерації кінцево-елементної сітки;
 - можливість використання різних моделей пластичності матеріалу;
 - велика база даних з характеристиками матеріалів і ковальсько-пресового обладнання, а також широкі можливості щодо їх редагування та додавання;

- можливість моделювання різних умов тертя між заготовкою та інструментом;
- широкі можливості моделювання різних видів руху інструменту;
- простий і зручний інтерфейс;

Програмний комплекс DEFORM має гнучку модульну структуру, що дозволяє користувачеві вибрати і придбати оптимальний набір модулів під номенклатуру розв'язуваних завдань.

Основні модулі DEFORM

- DEFORM-3D - модуль, призначений для моделювання тривимірних процесів обробки металів тиском;
- DEFORM-2D - модуль, призначений для моделювання двовимірних процесів обробки металів тиском (вісь - симетричні і плоскі задачі);
- DEFORM-F3 - модуль, призначений для моделювання тривимірних процесів обробки металів тиском. Є «полегшеною» версією DEFORM 3D;
- DEFORM-F2 - модуль, призначений для моделювання двовимірних процесів обробки металів тиском (осесиметричні і плоскі задачі), «полегшена» версія DEFORM 2D;
- DEFORMHT3 і DEFORMHT2 - модулі, призначені для моделювання відповідно тривимірних і двовимірних (осесиметричні і плоскі задачі) процесів термічної обробки;
- DEFORM-TOOLS - модуль, призначений для створення анімацій та презентацій.

Додаткові модулі DEFORM:

- RingRolling 3D - модуль для моделювання процесів розкочування кілець. Може працювати як окремий модуль, так і як додаток до модуля DEFORM-3D.

Алгоритми рішення оптимізовані під процес розкочування кілець. Генератор сіток модуля будує сітку з 8-вузлових гексаєдрів і при необхідності може автоматично перебудовує її. Надається повна інформація про перебіг процесу розкочування з можливістю її візуалізації.

- Cogging (3D) - додаток до модуля DEFORM-3D для моделювання процесів протяжки на молоті.

Модуль включає набір стандартних геометрій заготовок і маніпулятор для протяжки. Параметрами процесу є кількість нагрівів заготовки, черговість подачі і кантування, розмір бойка, час між ударом і подачею. Попередній перегляд моделюється операції допомагає запобігти помилкам. Надається повна інформація про перебіг процесу розкочування з можливістю візуалізації його.

- ShapeRolling (3D) - додаток до модуля DEFORM-3D - моделювання процесів прокатки для запобігання утворення складок в матеріалі, розтяжок вигинів і т.д. Можуть бути оптимізовані такі процеси як коефіцієнт формозміни, характер руху кількість і швидкість валків. Простий покроковий інтерфейс модуля, бібліотека стандартних заготовок і валків дозволяють легко вводити вихідні дані для моделювання.

- InversePropertyExtraction (2D або 3D) - додаток до модулів DEFORM-3D або DEFORM-2D, визначення коефіцієнт теплопередачі на кордоні заготовки. Простий покроковий інтерфейс модуля допомагає користувачеві починаючи від введення вихідних даних до отримання кінцевого результату.

- SimulationQueue - модуль, що дозволяє реалізувати пакетний режим обробки декількох завдань.

- Microstructure 3D і Microstructure 2D - є додатками до модулів DEFORM-3D і DEFORM-2D відповідно, для моделювання тривимірних процесів термічної обробки.

Функціонально відповідають модулям DEFORM HT3 і DEFORM HT2, але, крім того, дозволяють моделювати мікроструктурні перетворення в заготовці при її деформуванні.

- Machining 3D і Machining 2D - додатки до модулів DEFORM-3D і DEFORM-2D відповідно, для моделювання процесів механообробки.

3.3 Проведення експериментальних досліджень процесів свердління та фрезерування

Для поліпшення оброблюваності матеріалів різанням він застосував спосіб обточування заготовки різцем, який отримував примусові тангенціальні коливання.

Однак повномасштабні дослідження процесів вібраційного різання і їх промислове застосування почалися, в основному, з 50-х років минулого століття [96].

Вібраційне різання розвивалося паралельно за двома напрямками, які відрізняються частотою коливань, які спеціально вводяться в зону обробки. Перший напрямок служить дробленню зливної стружки при різних видах лезової механічної обробки з використанням низькочастотних вібрацій (до 200 Гц). В деякій мірі він також підвищує оброблюваність різанням деяких матеріалів і, насамперед, важкооброблюваних. Другий напрямок пов'язаний з використанням вібрацій ультразвукової частоти (понад 16000 Гц) при лезовій і абразивній обробках. Вони якісно змінюють механізм стружко утворення.

Створювані при лезовій вібраційній обробці відносні коливання інструменту і деталі можуть бути різного виду та напрямку: осьові - 1, радіальні - 2, тангенціальні - 3 і кутові - 4...12. (рис.3.11).

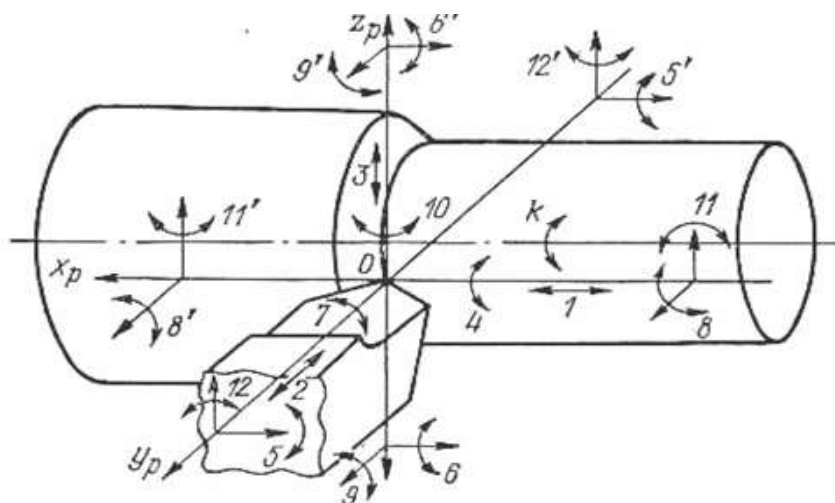


Рисунок 3.11 – Схема напрямлення відносних коливань інструменту

Тангенціальні вигідно відрізняються від інших найменшою негативною дією на шорсткість обробленої поверхні і стійкість інструменту. Найбільш повно різні аспекти теорії і практики вібраційного різання висвітлені в монографіях професорів Подураева В.Н. [108], Нерубая М.С. [109], Маркова А.И. [110], Кумабэ Д. [111], а также Ахметшина Н.И., Гоца Э.М., Родикова Н.Ф. [112].

Отримані результати дозволяють зробити висновок, що регенеративні автоколивання являють собою просторово-часову дисипативну структуру яка само

організовується, відповідну основними ознаками синергетичних систем [51, 103], оскільки:

- термодинамічна ТС є відкритою, так як обмінюється енергією (приводи головного руху і подачі) і речовиною (стружка, що зрізується) з навколишнім середовищем;

- відхилення від рівноваги ТС, яке визначається величиною сили різання, в момент зародження регенеративних автоколиваний перевищує деяке критичне значення;

- фазовий зсув між поточними регенеративними автоколиваннями і слідом на поверхні різання від вібрацій, що відбувалися при попередньому проході зуба інструменту або обороті заготовки, встановлюється мимовільно незалежно від початкових умов [56];

- надходження енергії для підтримки автоколиваний забезпечується і регулюється самою ТС шляхом створення певної схеми зрізання припуску і періодичних виходів інструмента із заготовки;

- в ході автоколиваний пружні підсистеми верстата, деталі та інструменту рухаються узгоджено, замикаючись через підсистему різання;

- внутрішня динаміка ТС нелінійна через дії запізненого зворотного зв'язку [113], обумовленої вібраційним слідом на поверхні різання.

Регенеративні коливання органічно притаманні всім ТС обробки різанням. Вони виникають при будь-якому збуренні ТС у вигляді або затухаючих регенеративних коливаний; або посилення вищих гармонік вимушених коливаний, близьких за частотою до власної частоти ТС; або регенеративних автоколиваний, якщо енергія збудження перевищує її дисипацію.

Фізична сутність механізму регенерації автоколиваний полягає, з одного боку, в самоорганізації найбільш економного руху (з погляду витрачання енергії) за допомогою встановлення їх фази відносно коливаний сліду з випередженням на $\pi/2$, а з іншого боку - забезпечення надходження енергії для їх підтримки за допомогою цієї ж фази. З переходом від одинарного регенеративного ефекту до багаторазового додатково включається ще один механізм самоорганізації автоколиваний, що знижує інтенсивність їх збудження у міру зростання амплітуди.

Оскільки коливання ТС завжди налаштовується на слід, причому на це витрачається запасена енергія, то для придушення вторинних автоколиваний необхідно поставити ТС в такі умови, щоб процес підстроювання відбувався постійно.

Цього можна добитися вибором такої швидкості різання, при якій час запізнювання між проходами інструменту порівняно з періодом автоколиваний ТС, а початковий зсув фаз становить $-\pi/2$. Однак такий спосіб застосовується тільки при високошвидкісній обробці, наприклад, легких сплавів інструментами з твердих сплавів або надтвердих матеріалів.

Проведення дослідження впливу власних частот і форм коливань на амплітуду коливання вершини різця. Основна мета дослідження – це виявлення резонансу. Явища різкого зростання амплітуди вимушених коливань, яке настає при збігу частоти власних коливань станда з частотою обертання шпинделя, як збудника виникнення цих коливань.

Необхідно визначити експериментально і розрахувати за допомогою програмного комплексу ANSYS власні форми і частоти верстату 1700ВФ30 при двох варіантах встановлення двигуна для приводу повздовжньої подачі.

На рис. 3.12(а) показано верстат з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі з передачею крутного моменту через зубчасті колеса, на рис. 3.12(б) – верстат з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі з передачею крутного моменту безпосередньо на вісь через муфту.

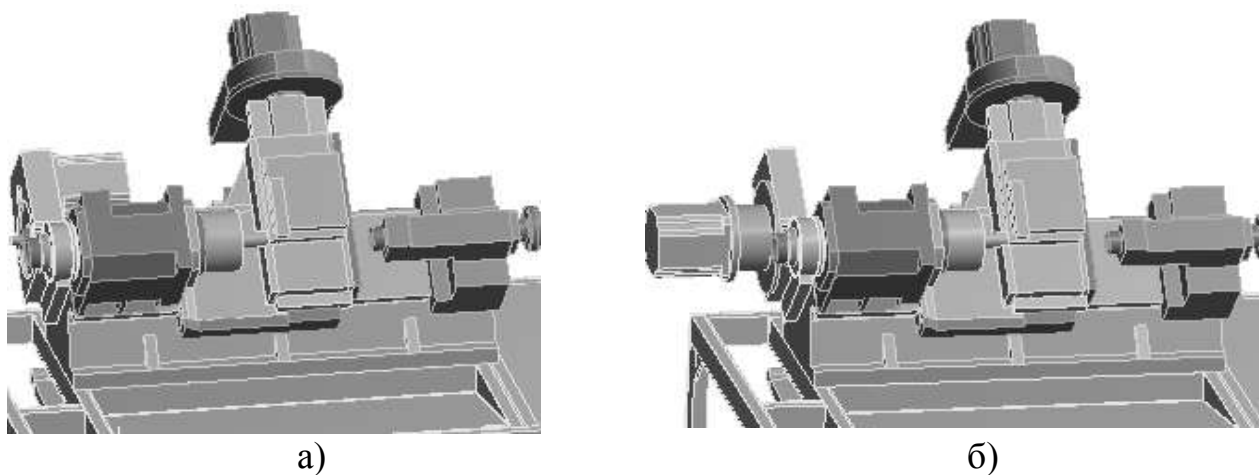


Рисунок 3.12 – Моделі верстату 1700ВФ30 з різним положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі

Для побудови амплітудних характеристик для шпинделя, станини і інструменту було проведено експеримент. В експерименті швидкість обертання шпинделя змінювалася від 4000 до 10000 об/хв.

В програмному комплексі ANSYS був змодельований верстат і проведений модальний аналіз. В результаті розрахунку були отримані власні частоти і форми коливання верстату.

Аналіз мод коливань є ефективним експериментальним методом визначення динамічних характеристик конструкцій на основі результатів вимірювань і аналізу вимушених механічних коливань. Сполучені з аналізатором датчик сили і акселерометр дозволяють проводити одночасні вимірювання збуджуючої динамічної сили і результуючих механічних коливань досліджуваної конструкції. У результаті обробки даних, здійснюваної аналізатором, виходить інформація, необхідна для визначення динамічних характеристик досліджуваної конструкції. Ця інформація може бути використана для внесення змін у конструкцію верстата. Також цей метод може бути використаний для моніторингу конструкцій. У результаті експлуатації у верстаті можуть відбуватися втомні деформації, мікротріщини, які не призводять до змін геометричних розмірів верстата, але призводять до зміни динамічних характеристик конструкції. Аналіз цих змін дозволяє прогнозувати проведення регламентних робіт з технічного обслуговування. Цей метод ефективний в широкій області та використовується при дослідженні різного роду конструкцій.

Існує два методи модального аналізу - традиційний і операційний. У традиційному модальному аналізі створюється контрольоване вхідне збудження і проводиться аналіз між вихідним відгуком і вхідним збудженням. Джерелом вхідного збудження є ударний молоток з вбудованим датчиком сили або електродинамічний збудник з вбудованим датчиком сили. Такий метод оптимальний на етапі проектування та виготовлення будь-якої конструкції, коли кожен елемент конструкції може бути підданий контрольованому впливу. У реальних умовах експлуатації для складних конструкцій із багатомодовими коливаннями, часто немає можливості провести традиційний модальний аналіз. Операційний модальний аналіз дозволяє провести модальний аналіз, використовуючи тільки вихідний відгук

конструкції. Він сильно відрізняється від традиційного експериментального модального аналізу, який ґрунтується на частотній характеристиці між вхідним збудженням і вихідним відгуком. Це означає, що випробувальна установка для операційного модального аналізу відносно проста. Досить виміряти за часом відгук при нормальних експлуатаційних режимах. У результаті удосконалень алгоритму обчислення і величезного збільшення продуктивності робочої станції, операційний модальний аналіз перетворився в високо ефективний інструмент, при порушенні конструкцій внутрішніми і оточуючими силами. Визначення модальних параметрів у робочому режимі володіє величезною користю, оскільки отримана модальна модель показує фактичні сили і рівні вібрації при істинних граничних умовах. Це також дозволяє проводити випробування механічної системи, коли її важко порушити штучно і коли неможливо безпосередньо виміряти вхідні сили.

Теоретичні основи модального аналізу в програмному комплексі ANSYS

Резонанс є одним з найнебезпечніших явищ в техніці. Можливість дізнатися про склад власних частот конструкції дозволить уникнути появи резонансу, забезпечивши високу надійність конструкції і тривалий термін служби. Для вирішення даної задачі в ANSYS Mechanical реалізована можливість проведення модального аналізу - аналізу власних частот і форм коливань конструкцій. Це найважливіші динамічні характеристики кожної механічної системи, і саме з їх визначення починається будь-який динамічний розрахунок конструкцій.

Використовуючи метод кінцевих елементів, дискретні рівняння руху конструкції можна представити у вигляді матричного рівняння:

$$[M] \{u''\} + [C] \{u'\} + [K] \{u\} = \{F\}, \quad (3.8)$$

- де
- $[M]$ – матриця мас;
 - $[C]$ – матриця опорів;
 - $[K]$ – матриця жорсткостей;
 - $\{u''\}$ – вектор вузлових прискорень;
 - $\{u'\}$ – вектор вузлових швидкостей;
 - $\{u\}$ – вектор вузлових переміщень;
 - $\{F\}$ – вектор навантажень.

Використовуючи рівняння руху (3.8) можна отримати рівняння для різних видів аналізу: статичного, модального, гармонійного.

Модальний аналіз проводиться для визначення частот і форм (мод) власних коливань конструкцій. Також модальний аналіз може бути першим кроком для інших видів динамічного аналізу, таких, як аналіз перехідних процесів, гармонійний і спектральний аналіз. Модальний аналіз передбачає, що система є лінійною.

Всі види нелінійності - нелінійна поведінка матеріалу, контактні граничні умови, кінцеві переміщення - ігноруються. Контакти, залежно від свого вихідного стану, залишаються відкритими або закритими.

Передбачається, що зовнішні сили і демпфірування дорівнюють нулю. Рівняння вільних коливань конструкції в матричній формі має вигляд:

$$[M] \{u''\} + [K] \{u\} = \{0\}, \quad (3.9)$$

Для лінійної системи вільні коливання є гармонійними і можуть бути записані у вигляді:

$$\{u\} = \{\varphi\}_i \cos \omega_i t, \quad (3.10)$$

де $\{\varphi\}_i$ - i -й власний вектор, який представляє форму (моду) коливань на i -й власній частоті;

ω_i - i -а власна кругова частота (радіан в одиницю часу);

t - час.

Підставивши (3) в (2), отримаємо:

$$([K] - \omega_i^2 [M]) \{\varphi\}_i = 0, \quad (3.11)$$

Це рівність задовольняється, якщо $\{\varphi\}_i \neq \{0\}$ або визначник матриці $([K] - \omega^2 [M])$ дорівнює нулю. Перший випадок дає тривіальне рішення і тому нецікавий. Другий випадок призводить до узагальненої проблеми власних значень (3.10).

Рішенням узагальненої проблеми власних значень є n пар власних частот ω і власних векторів $\{\varphi\}$, де n - порядок системи, тобто загальне число ступенів свободи конструкції.

Модальний аналіз попередньо напруженої конструкції виконується на основі рівняння, аналогічного (2), але замість матриці жорсткості $[K]$ використовується матриця $[K]_c = [K] + [K]_g$, де $[K]$ - звичайна матриця жорсткості, а $[K]_g$ - так звана

геометрична матриця жорсткості, одержувана на основі тензора попередніх напружень і нелінійної частини тензора деформацій. Наявність цієї добавки пояснює, чому, наприклад, власні частоти згинальних коливань попередньо розтягнутої балки вище, ніж в балці без попередніх напружень.

Основні вузли проектованого станду: станина, основа, передня бабка, задня бабка, каретка, супорт, двигун та редуктори. Проектування виконували за допомогою програми КОМПАС.

Побудову починали з найвідповідальнішого вузла верстату, до якого потім будуть кріпитись та базуватись інші вузли – станини. Виготовлена станина з чавуну та представляє собою суцільний виріб.

Основа на якому розташований стенд виготовлений з профільної труби перерізом $20 \times 40 \times 2$ мм, матеріал профілю Ст3. Вона розташована на вібраційних опорах.

Передня бабка з патроном (рис. 3.13) розташовані на станині верстату, складається з корпусу, кришок, втулок, підшипників, шківів, гвинтів, всередині розташований шпиндель. Задня бабка (рис. 3.14) розташована на станині, складається з корпусу, основи, пінолі та механізму її переміщення. Передня та задня бабки виготовлені з чавуну. Каретка (рис. 3.15) розташована на станині, на ній розташований супорт з різцетримачем. Особливість напрямних цього стану є те, що пара тертя складається із чавуну та полімерного матеріалу. Виготовлена каретка з чавуну. Двигун приводу головного руху моделі АИР80В4У3 розташований під столом, кріпиться на пластину з механізмом регулювання натягу. Редуктор приводу повздовжньої подачі кріпиться до станини. Складається з корпусу, ходового гвинта, двох зачеплених зубчатих коліс, підшипників, втулки та гвинтів. В даній роботі були розглянуті два види закріплення двигунів для приводу повздовжньої подачі: з передачею крутного моменту через зубчасті колеса і з передачею крутного моменту безпосередньо на вісь через муфту. Редуктор приводу поперечної подачі розташований на корпусі каретки. Складається з корпусу, кришки, з двох зачеплених зубчатих коліс, ходового гвинту та кріпильних гвинтів.

Після того, як були побудовані всі вузли, згідно з розмірами, виконували складання токарного верстату (рис. 3.13).

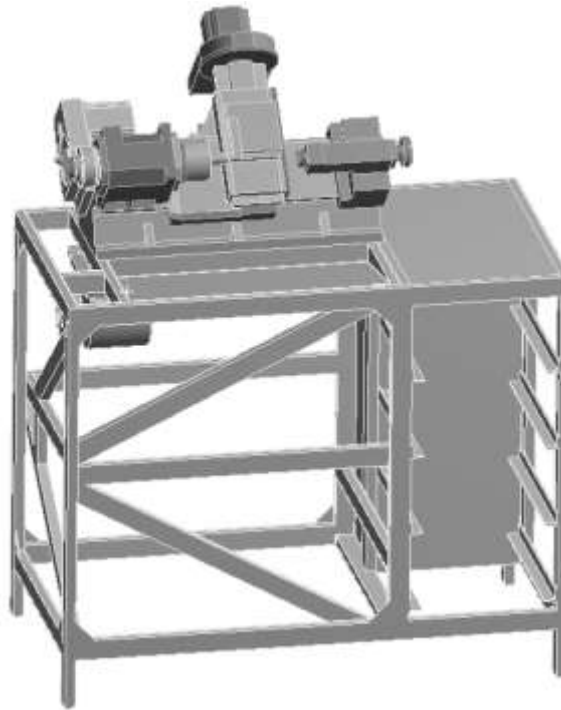


Рисунок 3.13 – 3D модель верстату моделі 1700ВФ30 з двигуном для приводу повздовжньої подачі з передачею крутного моменту через зубчасті колеса

Верстат проектували за допомогою програми КОМРАS. Дослідження проводили за допомогою програми ANSYS методом скінчених елементів. Збережену у потрібному форматі 3D модель досліджували на частоту власних коливань. Будувалася структурна сітка верстату (рис. 3.14).

Дослідження частоти власних коливань проводилося за допомогою програми ANSYS методом скінчених елементів. Аналіз починається з розробки правильної геометрії для подальшого дослідження. Геометрія 3D моделі повинна бути максимально спрощена. Вона не повинна складатися з нетехнологічних елементів, такі, як фаски, різь, округлення, виступи, впадини, та дрібних деталей і виробів, таких, як гвинти, гайки, шарики підшипників. Такі елементи значно ускладнюють процес обробки даних, та час для отримання результатів.

Після спрощення моделі приступали до модального аналізу. Першим кроком генерувалась структурна сітка моделі. Якість розрахункової структурної сітки впливає на точність одержуваних результатів, збіжність процесу і на час, необхідний для вирішення завдання.

При побудові бажано дотримуватись будови сітки на основі гексаєдрів. Цей метод дасть змогу скоротити час на розрахунок, та побудувати геометрично правильну структурну сітку (рис. 3.14). Сітка містить 524254 вузлів і 235582 елементів.

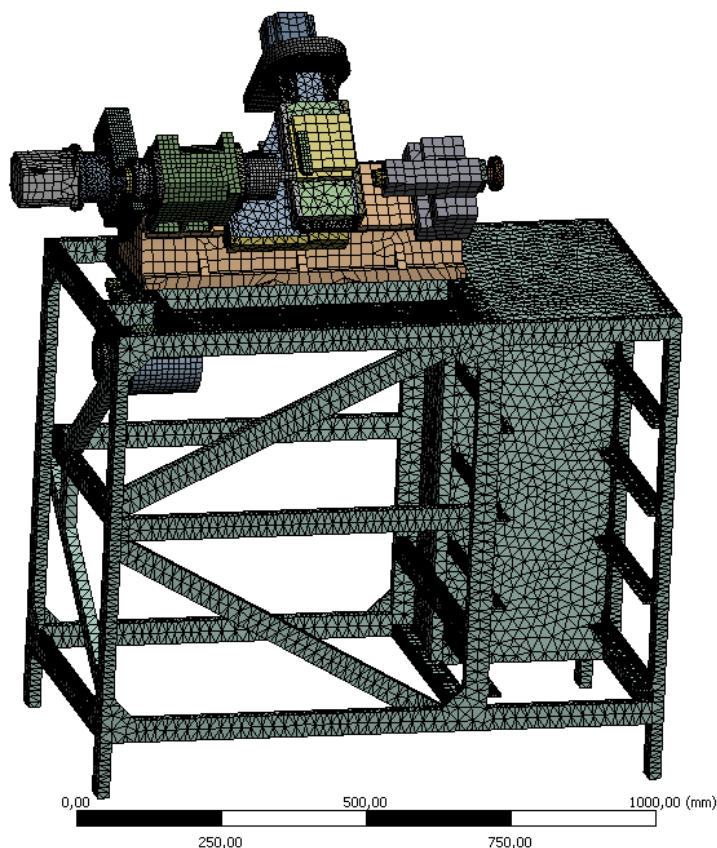


Рисунок 3.14 – Скінчено-елементна сітка випробуваного верстату

Після побудови структурної сітки необхідно задати матеріал кожного елемента, для більш точних розрахунків. Даний стенд складається в основному з чавуну і сталі (табл.3.5).

Таблиця 3.5 – Матеріали деталей машин експериментального стенда

Назва деталі	Матеріал	Вага, кг
Станина	Чавун	44,7
Каретка		5,6
Передня бабка		10,4
Задня бабка		8,6
Основа	Сталь	70,4
Корпуси двигунів		24,3 (13,9+5,2*2)
Кружки під редуктора	Алюміній	3,6
Напрямні планки	Фторопласт	

Налаштування контактних пар у вузлі. Після імпортування геометрії в модуль ANSYS Mechanical, програма автоматично визначила контактні пари, але задала їх тип «за замовчуванням» як склеєні (Bonded). Необхідно змінити тип контактної взаємодії на стандартний з тертям (Frictional) і задати відповідні коефіцієнти тертя між деталями. Для зменшення тертя при русі каретки відносно станіни і повзуна відносно каретки між ними встановлені фторопластові планки (рис. 3.15). Коефіцієнт тертя фторопласт-сталь і фторопласт-чавун приймався 0,1.

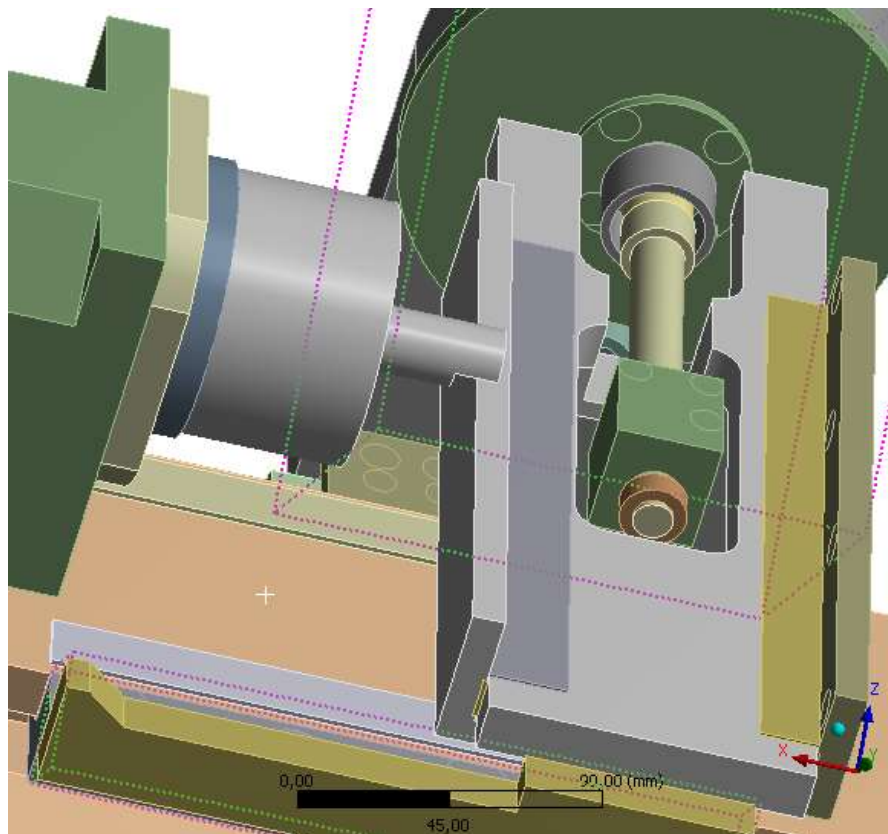


Рисунок 3.15 – Фторопластові напрямні планки

Потім необхідно задати контакт, тобто закріпити елемент. Основа верстату стоїть на піддатливих гумових віброопорах розміром 40мм×20мм×10мм, коефіцієнт жорсткості гуми $E = 1 \text{ Н/мм}^2$, тому за допомогою команди “ElasticSupport” на основі ніжок задавалася жорсткість основи $125 \cdot 10^{-6} \text{ Н/мм}^3$.

За допомогою методу скінчених елементів була визначена жорсткість підшипника в передній бабці токарного верстата (табл.3.6, рис.3.16). Як показали розрахунки жорсткості в підшипниках інших вузлів не впливають на розрахунок власних форм і частот верстату і тому були прийняті 10^5 Н/мм .

Таблиця 3.6 – Жорсткість підшипника в передній бабці

Напрямок	Жорсткість, Н/мм ²
x	2650
y	6200
z	7900

За результатами розрахунків встановлено, що в конструкції токарного верстата використані підшипники різної жорсткості у в вертикальній і горизонтальній площинах, тобто вважали, що підшипник має анізотропію 27%, яка викликана вібрацією ременя, що призводить до зношення підшипника.

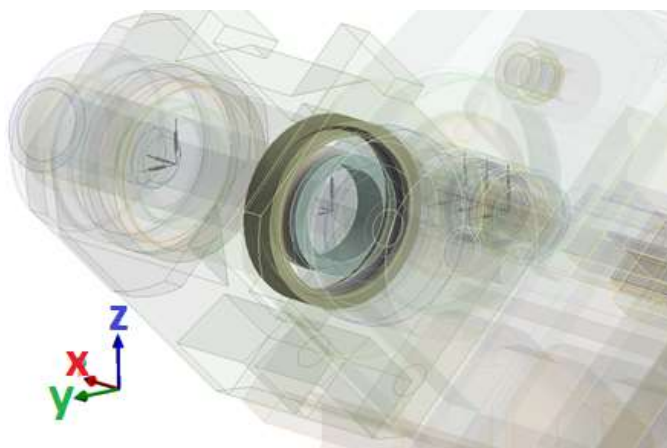


Рисунок 3.6 – Підшипник передньої бабки токарного верстат

На основі вище описаного можна розробити теоретичну методіку розрахунку власних частот верстату методом СЕ (рис. 3.17).



Рисунок 3.17 – Методика розрахунку власних частот верстату методом СЕ

В результаті дослідження стенду, при сталому встановленні вузлів верстату під час постійного збільшення частоти обертання шпинделя були отримані амплітудно-частотні характеристики. Залежність впливу частоти обертання на коливання шпинделя (рис. 3.18).

З графіка видно, що максимальні амплітуди коливань шпинделя при частотах обертання шпинделя $n = 7800$ об/хв, $n = 8870$ об/хв для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі (рис. 3.19 (а)). Для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі, максимальні амплітуди коливань шпинделя спостерігаються при $n = 7894$ об/хв, $n = 9127$ об/хв та $n = 9961$ об/хв. (рис. 3.19 (б)). Це пояснюється резонансом верстату, при таких частотах обертання шпинделя. Як можна помітити власні частоти збільшуються для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі (рис. 3.18 (б)). Найхарактерніший резонанс легко можна почути при $n = 7800$ об/хв. для верстату при $n = 9960$ об/хв. (рис.3.19 (а)), для верстату зображеного на рис 3.19(б), шуми та вібрації в цих місцях максимально виражені. Потім, як видно з графіка, величина коливань шпинделя спадає (рис.3.19).

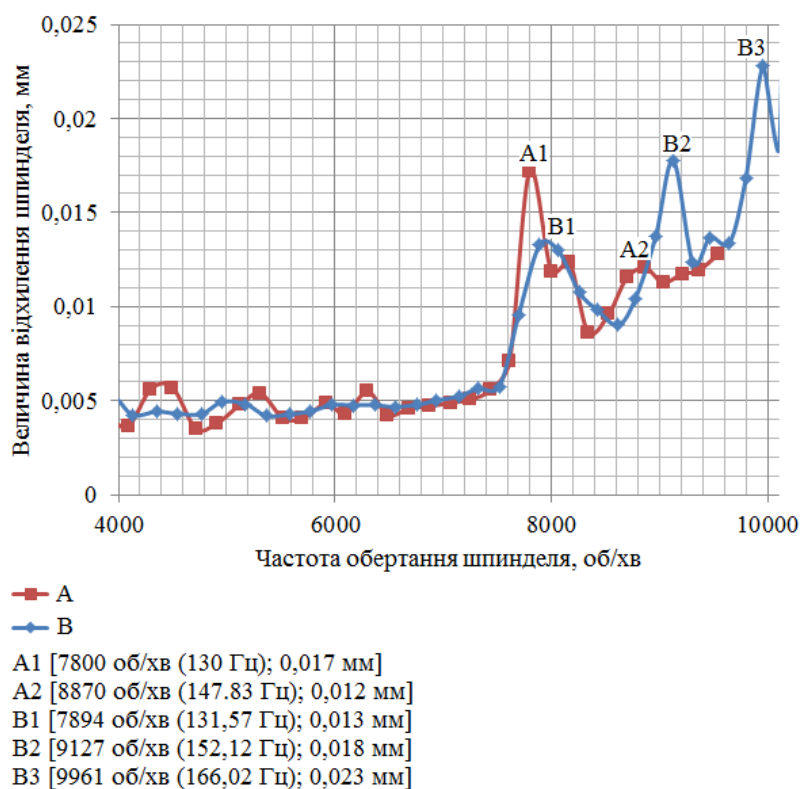


Рисунок 3.18 – Графік залежності впливу частоти обертання на величину коливань шпинделя

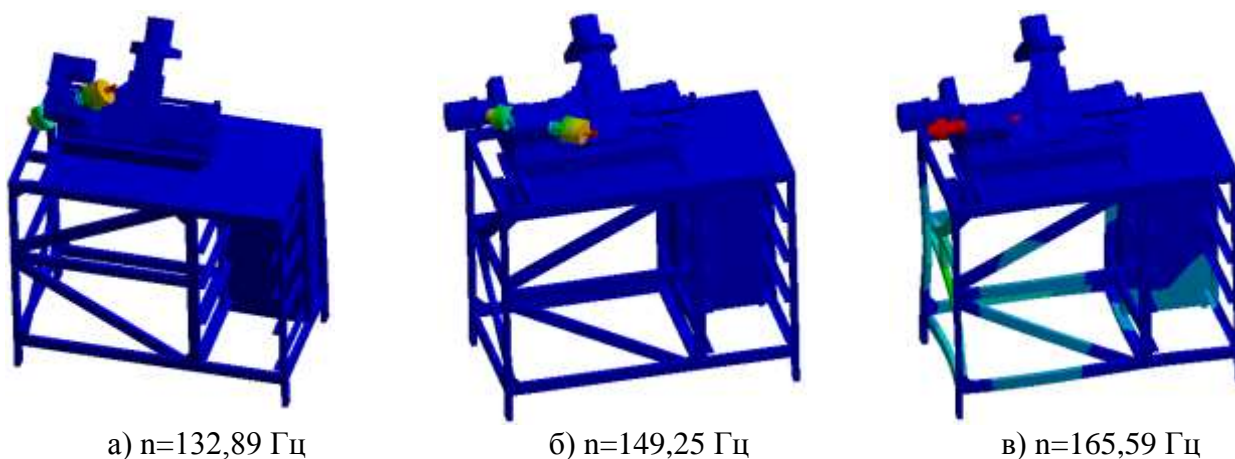
а) $n=132,89$ Гцб) $n=149,25$ Гцв) $n=165,59$ Гц

Рисунок 3.19 – Розраховані форми коливань при резонансі шпинделя

В таблиці 3.7 наведені значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для шпинделя.

Таблиця 3.7 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для шпинделя (для рис. 3.19)

Форма коливань	Частота з експерименту, Гц	Частота з розрахунку, Гц	Похибка, %
A1	130,00	132,89	-2,22
A2	147,83	149,27	-0,97
B1	131,57	132,76	-0,90
B2	152,12	149,25	1,89
B3	166,02	165,59	0,26

При обертанні шпинделя зі швидкостями близькими до резонансних $n = 7800$ об/хв і $n = 9000$ об/хв. спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. При резонансній частоті обертання шпинделя $n = 10000$ об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя. Зв результатами експериментального дослідження встановлено, що частота обертання шпинделя впливає на коливання станини токарного верстата (рис. 3.20).

Встановлено, що максимальна амплітуди коливань станини при частотах обертання шпинделя $n = 4500$ об/хв, $n = 5700$ об/хв, $n = 7250$ об/хв, $n = 8530$ об/хв для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі, становить 141,68 Гц (рис.3.21(a)). Для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі, максимальна амплітуди коливань станини на рівні 161,82 Гц будуть при $n = 4550$ об/хв, $n = 5773$ об/хв, $n = 6942$ об/хв, $n = 8260$ об/хв, $n = 9799$

об/хв. (рис.3.21 (б)). Це пояснюється резонансом верстату, при таких частотах обертання шпинделя.

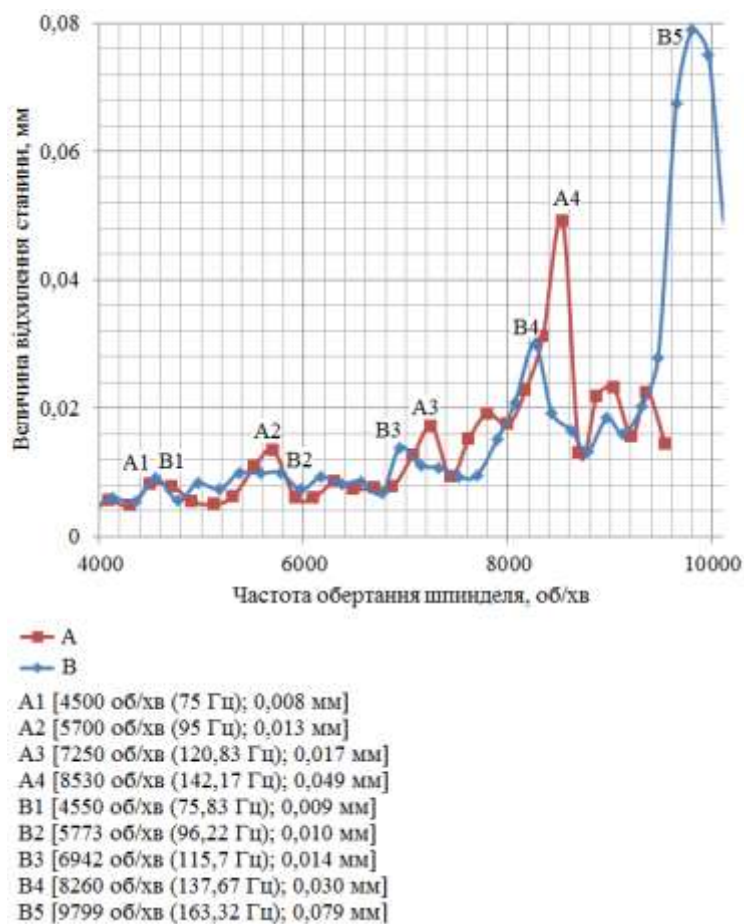
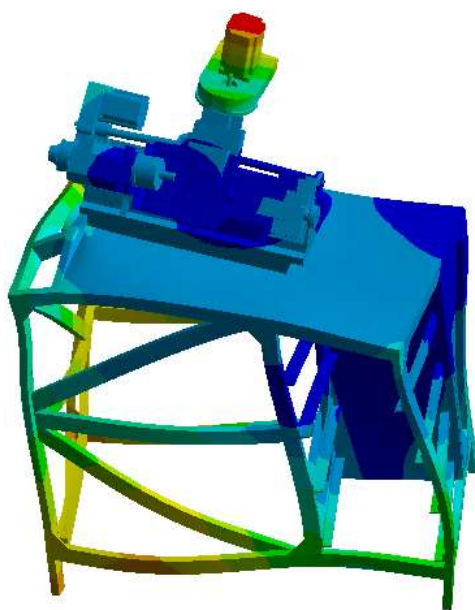
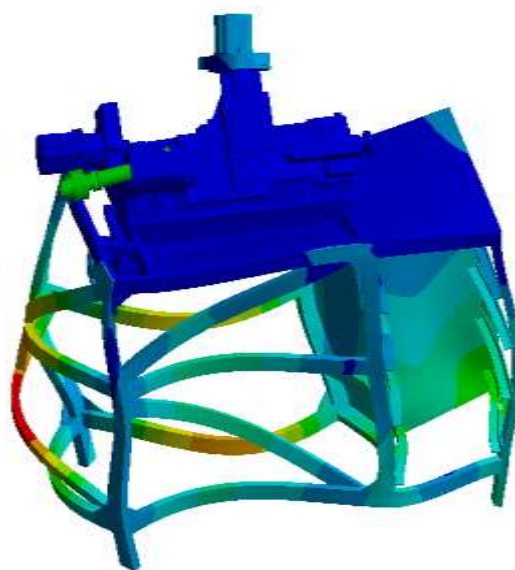


Рисунок 3.20 – Графік залежності впливу частоти обертання на величину коливань станини



$n=141,68$ Гц



$n=168,82$ Гц

Рисунок 3.21 – Розраховані форми коливань при резонансі станини

При резонансних частотах обертання шпинделя $n = 7800$ об/хв і $n = 9000$ об/хв. спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. При резонансній частоті обертання шпинделя $n = 10000$ об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя.

В результаті порівняння результатів експерименту та отриманих методом СЕ, встановлено, що найбільша резонансна частота складає 142,17 Гц при $n = 8530$ об/хв, а похибка співставлення не перевищує 4,36% (табл.3.8).

Таблиця 3.8 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для станини (для рис. 3.21)

Форма коливань	Частота з експерименту, Гц	Частота з розрахунку, Гц	Похибка, %
A1	75,00	78,27	-4,36
A2	95,00	96,14	-1,2
A3	120,83	121,26	-0,36
A4	142,17	141,68	-0,34
B1	75,83	76,88	-1,38
B2	96,22	95,82	0,42
B3	115,7	120,65	-4,28
B4	137,67	139,38	-1,24
B5	163,32	168,82	-3,37

В результаті виконання даного етапу дослідження була спроектована адекватна 3D модель верстату, що було доведено порівнянням результатів експериментальних і модельних досліджень, довірчий інтервал для яких не перевищував 4,36 %. Результати теоретичних досліджень дозволили виявити резонансні частоти обертання шпинделя, та нову залежність, що при збільшенні частоти обертання, величина коливань варіюється, в бік зростання, та в бік зменшення. Були проведені модальні аналізи верстату застосовуючи метод скінчених елементів.

3.4 Формулювання теоретичних положень і розробка методології керування геометрією різальної частини лезових інструментів та параметрами режиму різання для підвищення ресурсу інструментів та продуктивності оброблення в заданих умовах

Для експериментального дослідження амплітудно-частотних характеристик токарно-гвинторізного верстата у відповідності з методикою було проведено вимірювання амплітуди коливання різних його вузлів. Метою дослідження було виявлення впливу положення мас верстату на його амплітудно-частотні характеристики. Для цього експериментальним шляхом за допомогою системи датчиків були виміряні віброприскорення та вібропереміщення вузлів верстату відносно заданої нульової точки для двох різних варіантів компоновки приводу подач поздовжньої вісі. При першому варіанті було виконано компоновання з прямим з'єднанням двигуна і гвинта, при другому варіанті передача крутного моменту здійснювалась за допомогою редуктора. Основна відмінність цих компоновок полягає в різному перерозподі маси двигуна і редуктора відносно станини. За відносний нуль технологічної системи було прийнято корпус передньої бабки верстату.

У ході експериментального дослідження було виконано вимірювання амплітуди коливання шпинделя, різця та станини токарно-гвинторізного верстату 1700ВФ30 при різних частотах обертання шпинделя на холостих обертах (рис.3.22). Одержані значення коливань окремих вузлів верстату, були визначені шляхом віднімання показників датчиків з кожного конкретного вузла від базової нульової точки за допомогою розробленого алгоритму в програмному -середовищі MathLab.

В результаті було виявлено, що амплітуда коливань шпинделя змінюється в діапазоні від 0,005 до 0,06 мм, найбільш суттєве зростання амплітуди коливань шпинделя спостерігається в діапазоні частот обертання шпинделя від 7800 до 10500 об/хв, що пояснюється значним зростанням збуджуючої сили та зменшенням жорсткості опор шпинделя. Виявлено, що найменшу схильність до ініціації коливань має різець, оскільки амплітуда його коливань змінюється у межах від 0,002

до 0,01 мм зі не значною зоною збільшення в діапазоні частот обертання шпинделя від 8100 до 9000 об/хв з наступним їх затуханням і коливанням з меншою амплітудою.

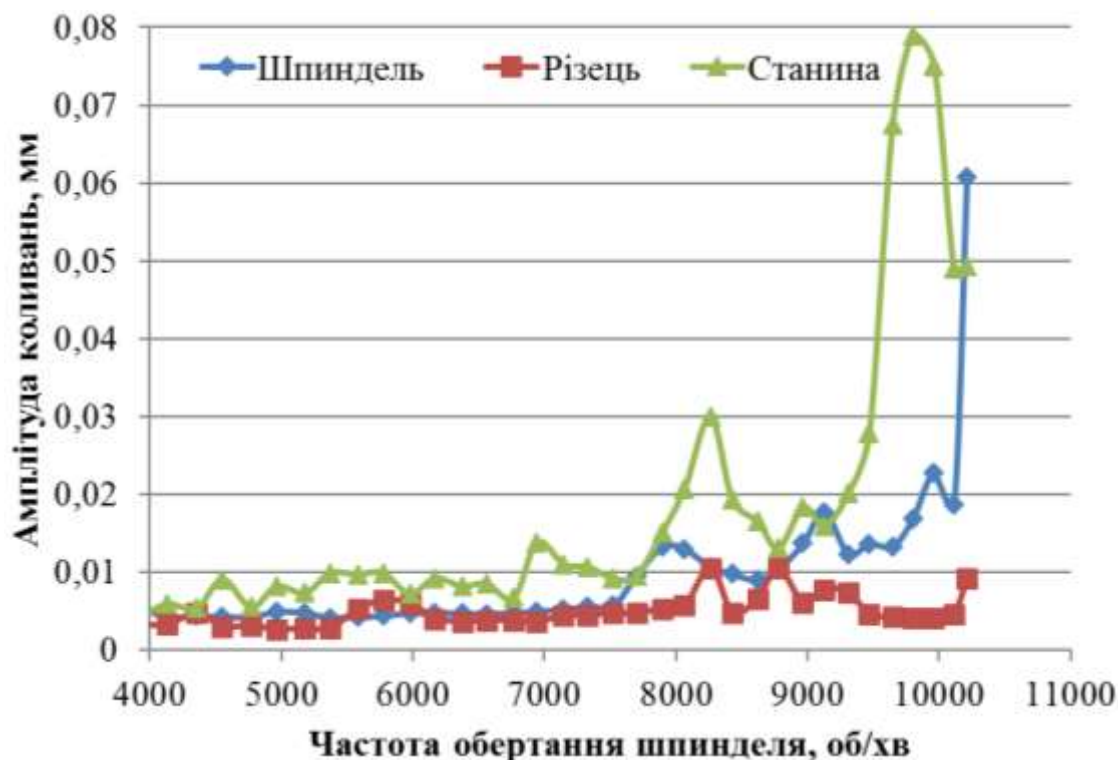


Рисунок 3.22 – Амплітудно-частотна характеристика верстата 1700ВФ30

У ході подальшого експериментального дослідження на експериментальному стенді було виявлено, що амплітуда коливань шпинделя та її вплив на коливання технологічної системи верстата у значній мірі залежить від розташування супорта та додаткової маси вздовж станини (рис.3.23). Таким чином, було доведено, що максимальна амплітуда коливань шпинделя спостерігається при положенні супорта у безпосередній близькості до токарного самоцентруючого патрону, що було проконтрольовано за допомогою датчика D3. В залежності від частоти обертання шпинделя амплітуда його коливань змінювалась в діапазоні від 0,001 до 0,018 мм з максимальною амплітудою на частоті обертання від 7800 до 8300 об/хв. Вимірювання амплітуди коливань шпинделя з супортом біля задньої бабки верстату виявили, що у вищезазначеному критичному діапазоні частот обертання амплітуда його коливань складає 0,011 мм. Це пов'язано з тим, що положення додаткової маси

призводить до зміщення вузла коливань, що змінює амплітуду коливань робочих органів верстата (див. п.5.1). Про це свідчить зниження амплітуди коливань шпинделя на критичних частотах обертання до 0,009 мм в зв'язку з додаванням додаткової ваги до задньої бабки верстату.

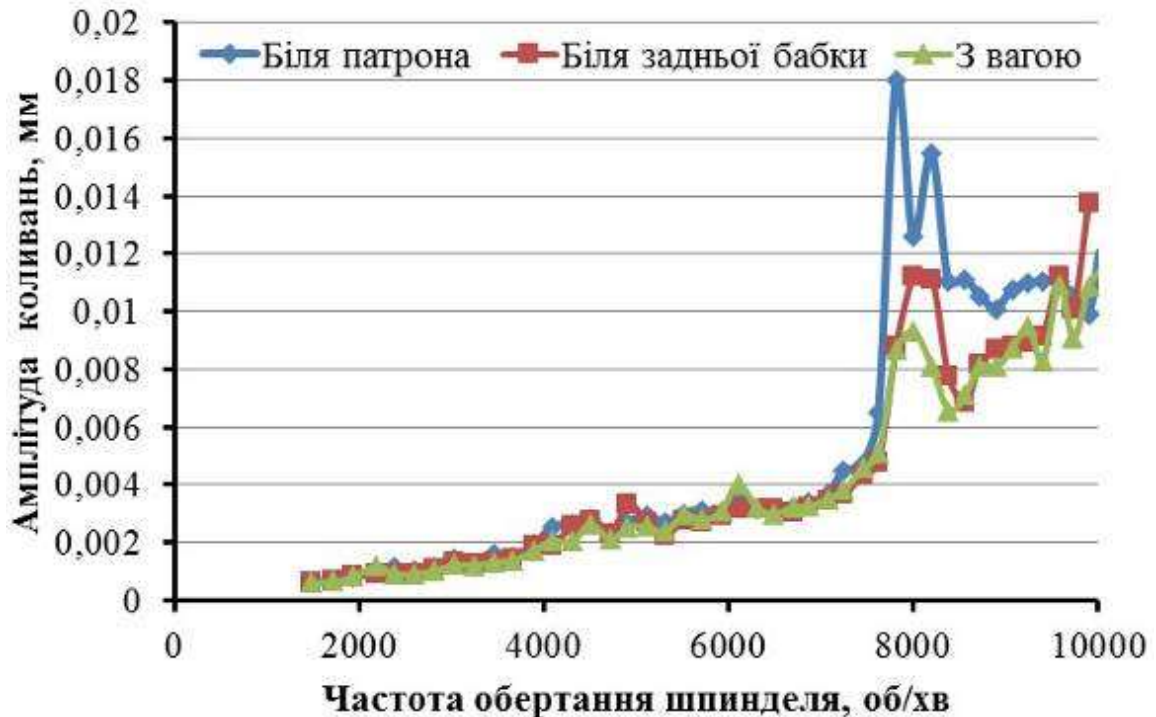


Рисунок 3.23 – Амплітуда коливань шпинделя при холостих обертах

При визначенні амплітуди коливань різця під час роботи верстата без навантаження механічною обробкою було виявлено, амплітуда його коливань у такому режимі поблизу патрона, біля задньої бабки та з керованою зміщеною додатковою масою змінюється по однаковому синусоїдальному закону (рис. 3.24). Контрольований параметр варіюється в залежності від частоти обертання шпинделя у незначних межах від 0,006 до 0,016 мм. Виявлено, що різець є найбільш чутливим до коливань технологічної системи при частотах обертання шпинделя від 1000 до 2200 об/хв, після чого амплітуда його коливань стабілізується у межах 0,008 мм в діапазоні від 2200 до 6500 об/хв.

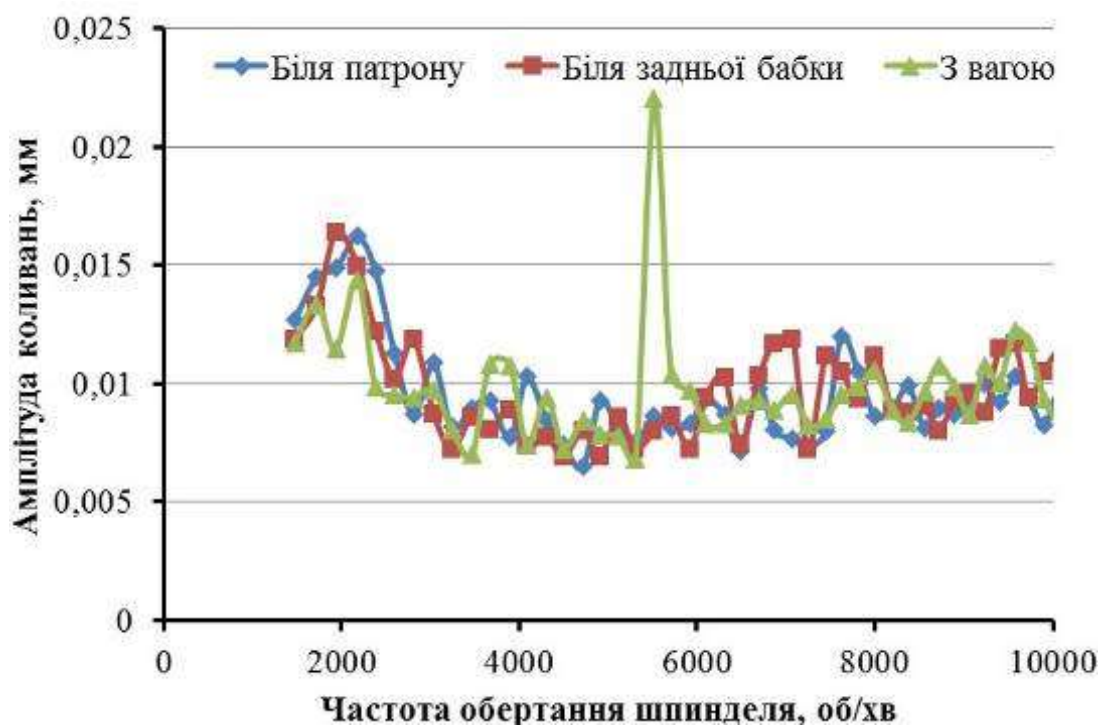


Рисунок 3.24 – Амплітуда коливань різця при холостих обертах шпинделя

Вимірювання амплітудно-частотних характеристик станини як основної базової деталі, дозволили отримати загальне уявлення про реакцію ступеня впливу на неї динамічних явищ, що виникають в результаті роботи. Коливання станини не є суттєвими з огляду на предмет дослідження даної дисертаційної роботи, а саме на шорсткість оброблюваної поверхні (рис. 3.25). Адже, якщо у випадку з попередніми досліджуваними вузлами їх коливання оцінювалися відносно станини, то коливання самої станини вимірювалися відносно глобальної системи координат. Таким чином, можна зробити висновок, коливання станини як основної корпусної деталі верстат, відносно глобальної системи координат не є суттєвим фактором, що впливає на шорсткість обробленої поверхні, її макро та мікро показники. Коливання станини в тих чи інших межах призведуть лише до пропорційного одночасного зміщення всіх досліджуваних у експерименті вузлів, що не вплине на показники якості. Однак слід зазначити, що амплітуда коливань станини суттєво зростає в діапазоні частот обертання від 8000 до 10500 об/хв.

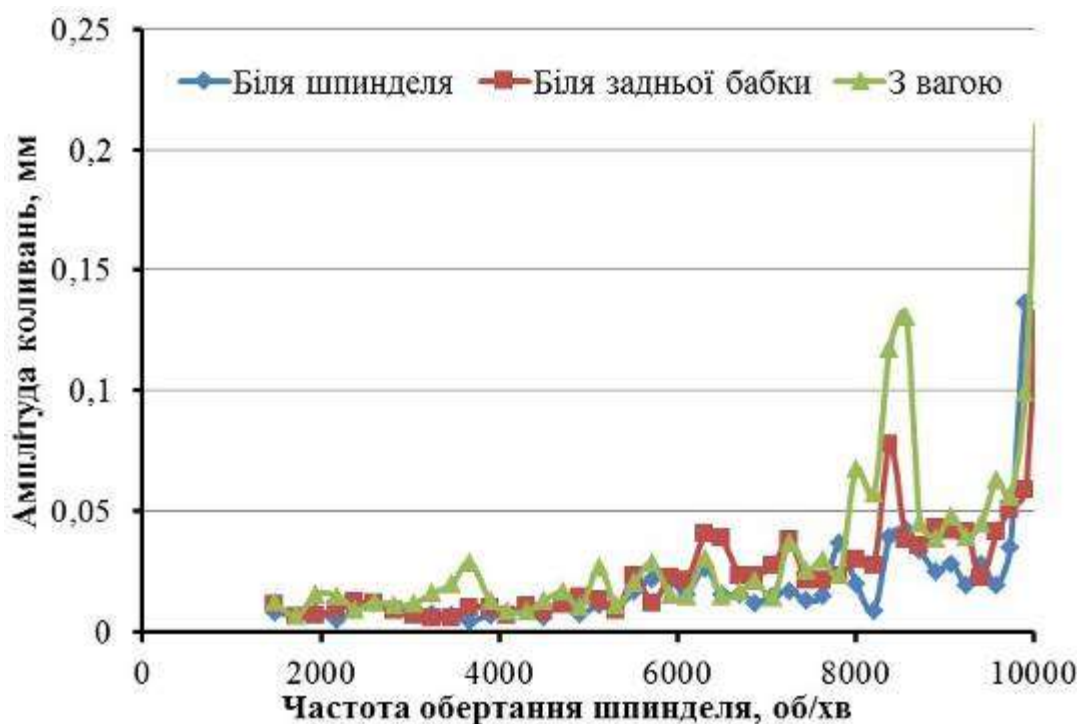


Рисунок 3.25 – Амплітуда коливань станіни при холостих обертах шпинделя

Подальше дослідження амплітудно-частотних характеристик вузлів верстата виконувалося у контексті їх впливу на шорсткість обробленої поверхні. Зокрема, на основі графіку амплітудно-частотних характеристик шпинделя, різця та станіни (рис.4.18), були визначені значення частот обертання шпинделя, що викликають явища резонансу у кожному з вищеперерахованих вузлів. Так, по наявності характерних піків зростання амплітуди коливання кожного з вузлів було виявлено, що для шпинделя резонансними є частота обертання рівна 7800 об/хв, для інструменту частота обертання рівна 8170 об/хв, для станіни – 5700 об/хв, 7250 об/хв, 7800 об/хв, 8530 об/хв, 9035 об/хв, 9360 об/хв.

Подальша механічна обробка на виявлених резонансних частотах та контроль шорсткості обробленої поверхні дозволили виявити суттєвий вплив частоти обертання шпинделя на резонансних частотах на шорсткість обробленої поверхні

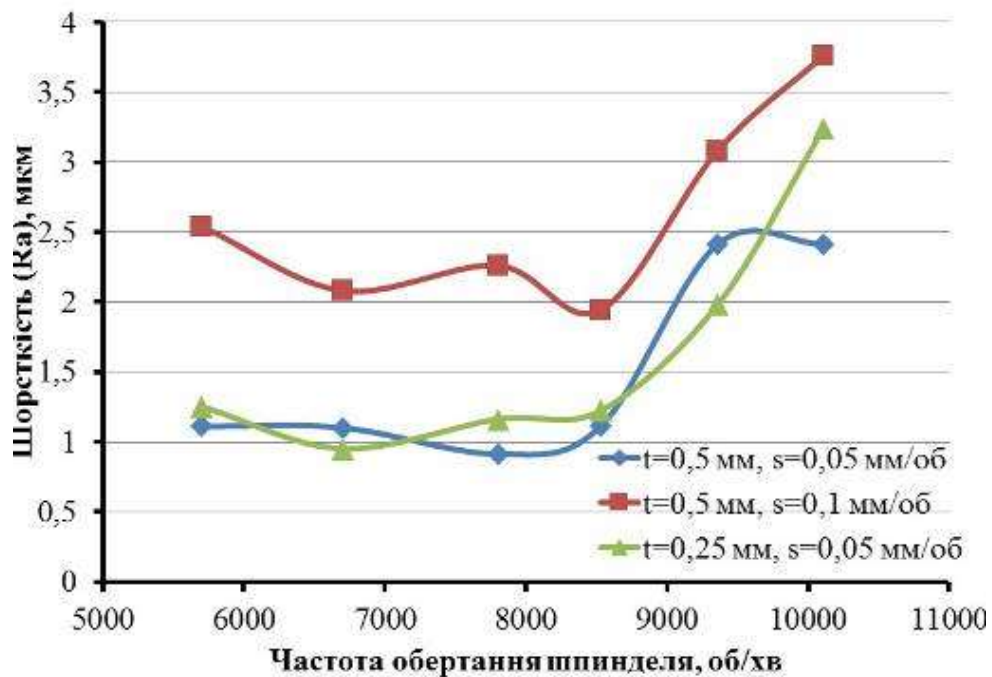
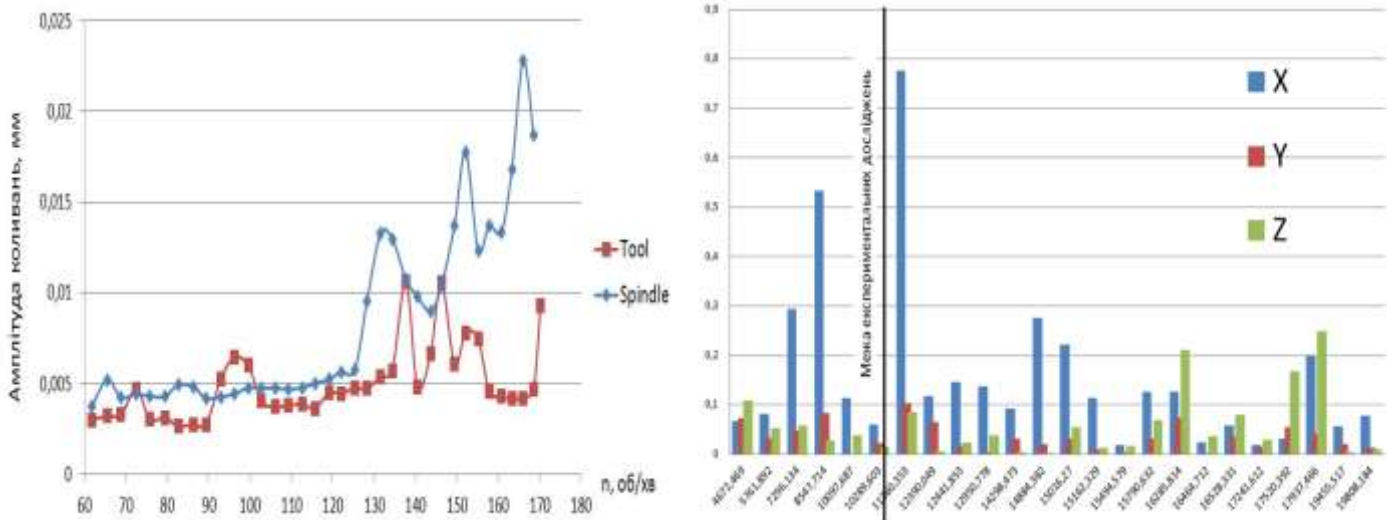


Рисунок 3.26 – Вплив амплітуди коливання вузів верстата на шорсткість обробленої при різних режимах різання

Зокрема, було виявлено, що точіння з подачею $s=0,05$ мм/об та різними глибинами різання призводить до однакових тенденцій формування мікрорельєфу обробленої поверхні, разом з тим збільшення подачі до $0,1$ мм/об призводить, ще до більш суттєвого зростання шорсткості. Це дозволило припустити, що до частоти обертання шпинделя 8530 об/хв домінуючим фактором, що зумовлює характер мікронерівностей є геометрична складова, тобто подача, а подальше при подальшому зростанні частоти обертання, характер мікронерівностей буде у більшій мірі обумовлювався динамічною складовою, а саме амплітудно-частотними характеристиками вузів верстату.

Систиматизація оприманих результатів експериментального вимірювання амплітуди коливань робочих органів верстатів та результатів модального аналізу (рис. 3.27) дозволяють зробити висновок, що амплітуди коливань шпинделя та інструменту визначені за допомогою моделі співпадають з експериментальними в межах 5% , при частотах обертання шпинделя, які можливо досягти за допомогою стенду ($10\ 000$ об/хв). Встановлено, що при проведенні обробки на частотах 15500 об/хв або 17420 об/хв спостерігається значне зменшення амплітуд

коливань робочих органів, що ймовірно призведе до зменшення вібраційної складової шорсткості обробленої поверхні.



а) б)
 Рисунок 3.27 – Порівняння амплітуд коливань
 робочих органів визначених: а) експериментально;
 б) за результатами розрахунку

За допомогою скінчено елементної моделі шляхом аналізу Frequency Response програмного комплексу Ansys визначено амплітуду взаємного коливання шпинделя із заготовкою і вершини леза інструменту в залежності від частоти обертання шпинделя (рис. 3.28), та були порівняні із експериментальними дослідженнями впливу частоти обертання шпинделя при сталому режимі обробки ($V=500$ м/хв., $S=0,05$ мм/об, $t=0,5$ мм) на шорсткість обробленої поверхні (рис. 3.28).

Порівнявши графіки маємо схожий характер амплітуди коливань та шорсткості в залежності від частоти обертання шпинделя при якій відбувалась обробка. Таким чином можна стверджувати, що амплітуда взаємних коливань шпинделя із заготовкою та вершини леза інструменту відображається на обробленій поверхні деталі як вібраційна складова шорсткості.

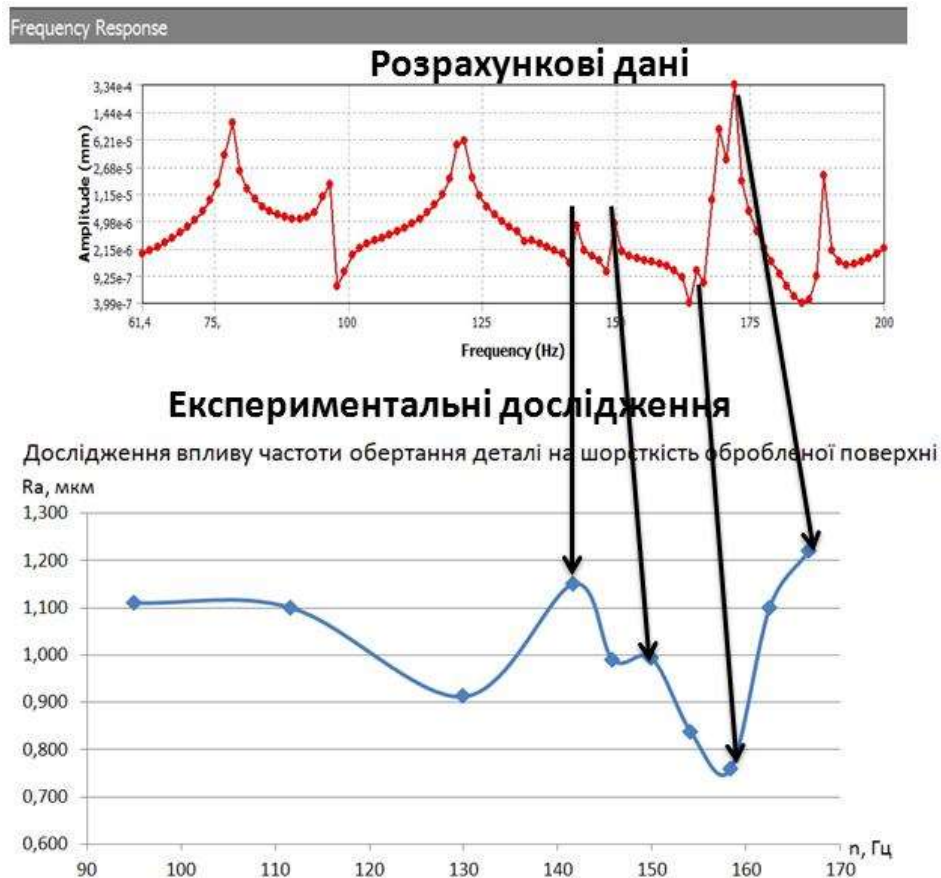


Рисунок 3.28 – Вплив амплітуди взаємних коливань шпинделя із заготовкою і вершини леза інструменту на шорсткість обробленої поверхні при різних частотах обертання шпинделя

Експериментальне дослідження положення робочих органів верстату на амплітуду коливань різця. В результаті аналізу даних про амплітуду коливань різця, при холостих обертах шпинделя та різних частотах його обертання було виявлено, що положення інструменту в процесі механічної обробки при поздовжньому точінні впливає на амплітуду його коливання. Що в свою чергу може в значній мірі зумовлювати характер мікрорельєфу обробленої поверхні, зокрема шорсткості обробки. Характер кривих амплітуди коливань інструменту при положенні різця поблизу шпинделя та поблизу задньої бабки свідчить про те, що їх числові значення співставні з висотою мікронерівностей поверхні при чистовому точінні. У ході експериментального дослідження виявлено, що зміщення додаткової маси за допомогою спеціально розробленого в рамках виконання дисертаційної роботи пристрою, сприяє зниженню амплітуди

коливань різального інструменту (рис. 3.29). Виявлений в процесі експериментального дослідження вплив положення додаткової маси на коливання різального інструменту, дозволив сформулювати принцип та алгоритм адаптивного керування власними частотами і формами коливань, що полягає в забезпеченні співпадіння вузлів деформації з зоною різання. Це дозволяє фокусувати вузол коливання технологічної системи в зоні різання таким чином зменшуючи висоту мікронерівностей обробленої поверхні.

Таким чином, технічну реалізацію суміщення вузла коливань технологічної системи з зоною різання запропоновано виконати шляхом керування положення додаткової маси за допомогою власного приводу. Система керування аналітичним способом здійснює пошук локального мінімуму амплітуди коливання різця, та виробляє сигнал для відповідного зміщення додаткової маси.

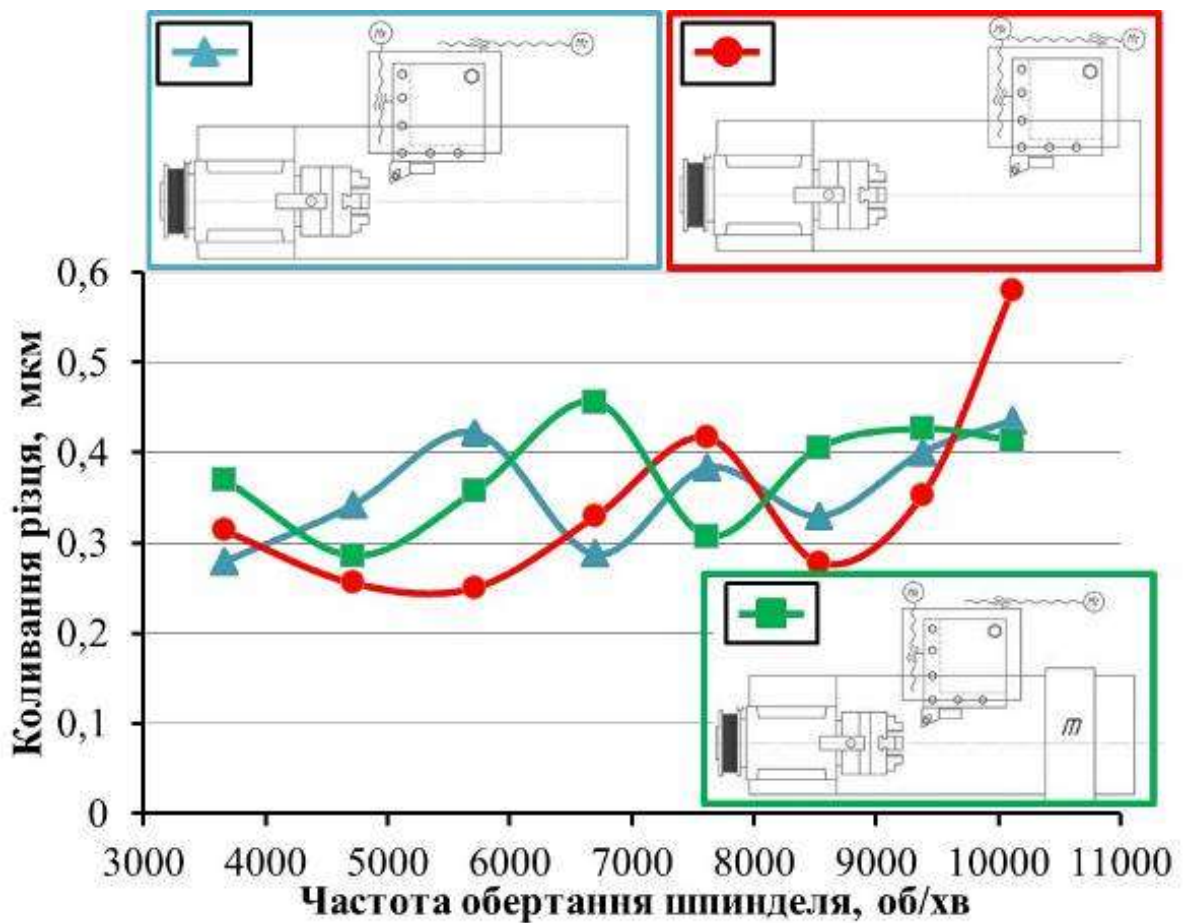


Рисунок 3.29 – Амплітуда коливань різця при різних частотах обертання шпинделя

За результатами аналізу експериментальних даних було виявлено, що профіль обробленої поверхні деталі залежить від процесів, які відбуваються при зрізуванні припуску та динамічного стану технологічної системи в процесі різання. Ці явища відображаються на поверхні як фізична, геометрична та вібраційна складові шорсткості. Для того, щоб більш детально розглянути та конкретніше виділити внесок кожного процесу в рельєф обробленої поверхні запропоновано виконати спектральний аналіз профілограми обробленої поверхні (рис. 3.30 – 3.32).

Для цього, як описано в попередніх пунктах було виконано спектральний аналіз профілю обробленої поверхні за допомогою процедури CalcRa, що дозволило виконати побудову графіків в координатах амплітуди мікронерівностей (мкм) та довжину профілю (мм). В подальшому профілограма була побудована в координатах: висота мікронерівностей (мкм) та частота (Гц), що дозволило провести аналіз динамічного стану системи під час обробки поверхні. Для цього в програму `fft_an` були введені реальне значення частоти обертання шпинделя та подачі на яких проводилась механічна обробка аналізованих поверхонь. Це дозволило отримати спектри мікронерівностей обробленої поверхні в координатах: (R_a , мкм/ Частота зустрічання мікронерівностей, Гц (рис. 3.30, рис. 3.31, рис. 3.32), а також (R_a , мкм/ Крок мікронерівностей, мм).

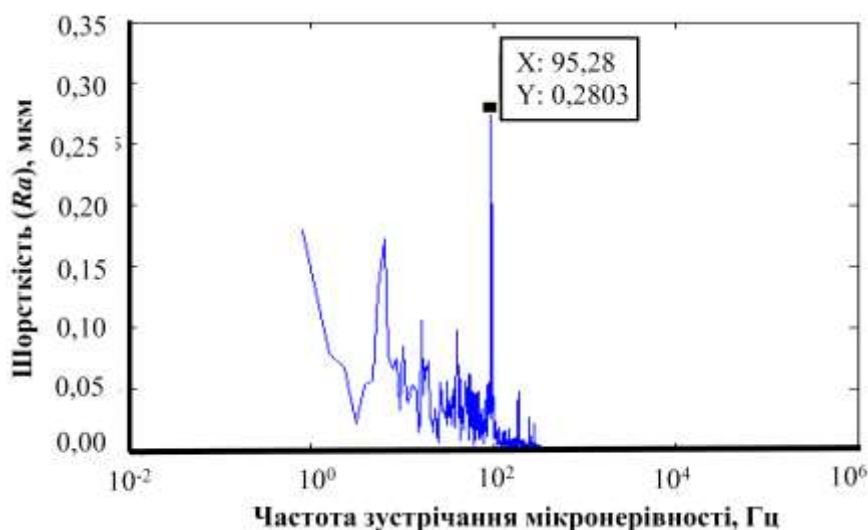


Рисунок 3.30 – Спектр шорсткості поверхні обробленої при $n=5700$ об/хв, $s = 0,05$ мм/об

Зі спектрального аналізу поверхні обробленої $n=5700$ об/хв, $s = 0,05$ мм/об пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині Ra 0,28 мкм спостерігається при резонансній частоті коливання інструменту в 95,28 Гц, що підтверджуються результатами моделювання методом скінчених елементів.

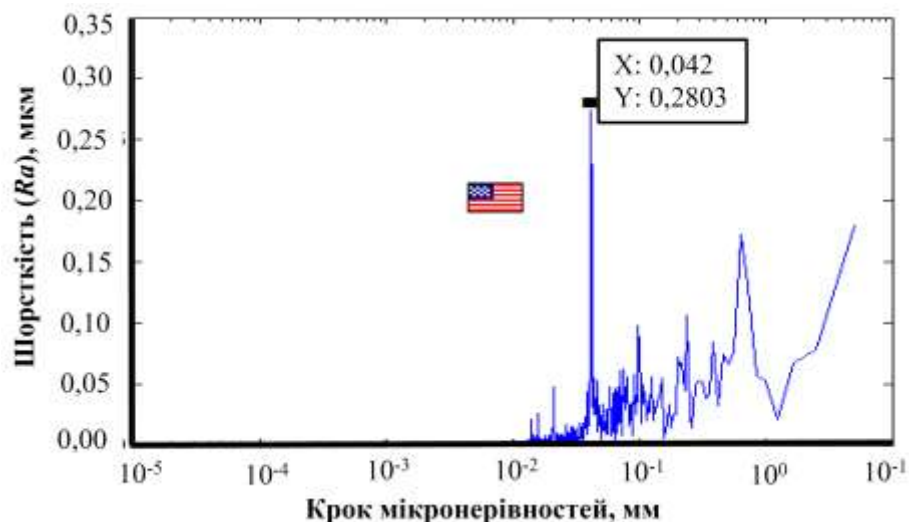


Рисунок 3.31 – Спектр шорсткості поверхні обробленої при $n=5700$ об/хв, $s = 0,05$ мм/об

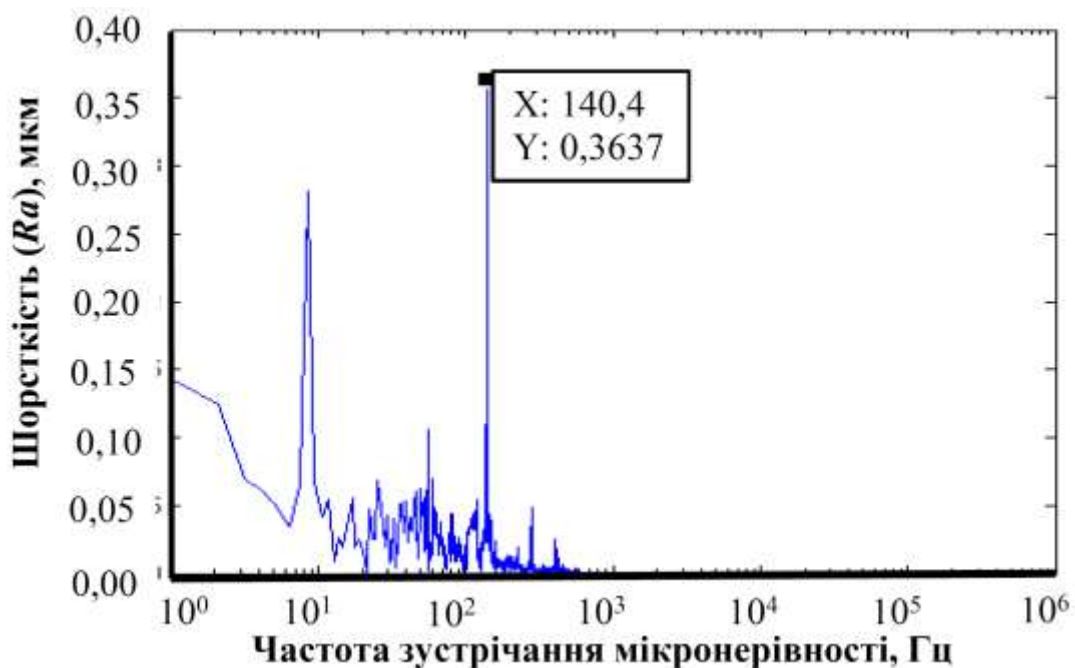


Рисунок 3.32 – Спектр шорсткості поверхні обробленої при $n=8530$ об/хв, $s = 0,05$ мм/об

Зі спектрального аналізу поверхні обробленої $n=8530$ об/хв, $s = 0,05$ мм/об пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині Ra 0,3637 мкм спостерігається при резонансній частоті коливання інструменту в 140,4 Гц, який підтверджується результатами моделювання методом скінчених елементів.

Практичне значення отриманих результатів для машинобудівної галузі, полягає в розробці принципу зменшення впливу автоколивань на шорсткість обробленої поверхні, за рахунок динамічного керування частотою обертання шпинделя. Запропоновано технічну інструкцію з алгоритмом динамічної зміни частоти обертання заготовки, для зриву регенерації автоколивань при високошвидкісній обробці деталей малого діаметру, яка була впроваджена у виробництво на ТОВ “КБ УКРСПЕЦМАШ” при виготовленні деталей торцевих ущільнень відцентрових нафтових насосів марок НК, НКВ, НПС, а саме аксіально-рухомої втулки, що дозволило підвищити шорсткість обробленої поверхні до Ra 0,4 мкм, при чому час виготовлення деталі зменшився на 12% за рахунок виключення операції поліровки поверхні, що дало економічний ефект 153,00 грн при виготовленні однієї деталі.

У дослідженні запропоновано наступний стенд з удосконалення динамічного управління коливаннями супорта верстата шляхом введення додаткових дій, що дозволяє відслідковування найменших амплітуд коливань супорта за рахунок збільшення інерційних характеристик верстата та зменшення логарифмічного декременту коливань різця, що забезпечує підвищення точності обробки та шорсткості оброблюваної поверхні деталі на підвищених частотах обертання шпинделя (рис. 3.33).

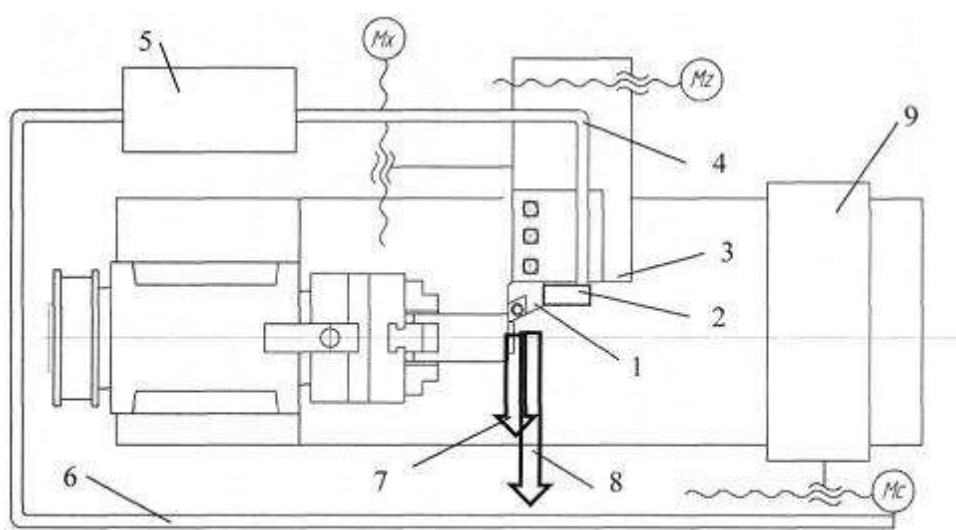


Рисунок 3.33 – Спосіб динамічного управління коливаннями супорта верстата

При мінімальних коливаннях різця за координатою X визначається мінімальна шорсткість обробленої поверхні, а наявність рухомої маси, яка переміщується та розміщується на станині пропорційна мінімальній амплітуді коливань різця, забезпечує отримання якісної поверхні по всій довжині обробки деталі.

Поставлена технічна задача вирішується тим, що в способі динамічного управління коливаннями супорта верстата, при якому реєструють коливання різця та визначається амплітуда коливань у процесі різання по довжині обробки деталі за допомогою датчика контролю коливань, регулювалася зміна коливань супорта за допомогою переміщення додаткової маси, у відповідності до заявленого способу, датчик контролю коливань різця з'єднувався з блоком управління, розміщувався на різці, а коливання реєструвалися за координатою X переміщення різця. Після чого визначалася мінімальна амплітуда коливань різця та подавався сигнал від датчика контролю коливань різця на привід додаткової маси, при цьому додаткова маса переміщувалася вздовж станини і розміщувалася на ній пропорційно мінімальній амплітуді коливань різця.

Розміщення датчика коливань на різці забезпечувало отримання значень найменших коливань у зоні обробки деталей. Для підвищення потужності сигналу коливань, датчик з'єднувався з блоком керування. Шорсткість поверхні формувалася при переміщенні різця за координатою X , тому блок керування реєстрував коливання переміщення різця саме за цією координатою та визначав мінімальну амплітуду коливань різця. Підсилений сигнал від блока керування подавався на привід додаткової маси, що забезпечувало її переміщення. Додаткова маса сприяла збільшенню інерційних характеристик верстата та зменшувала логарифмічний декремент коливань різця, що безпосередньо впливало на підвищення якості шорсткості обробленої поверхні. Найпростіше додаткову масу переміщувати вздовж станини, а розміщувати її на станині там, де блок керування реєструє мінімальну амплітуду коливань різця, тобто пропорційної мінімальній амплітуді коливань різця.

Таким чином, технічний результат, який досягається при використанні такого способу динамічного управління коливаннями супорта верстата, полягає у покращенні шорсткості оброблюваної поверхні та підвищенні точності обробки.

Зменшення динамічного навантаження при підвищених частотах обертання шпинделя реалізовано за допомогою способу завантаження металорізального верстата прутком (Пат. 103688U Україна МПК (2015.01) B23B 13/00) [121] (рис.3.34), полягав в тому, що пруткова заготовка великої довжини розрізалася на прутки меншої довжини за допомогою спеціального пристрою. При цьому затискання у шпинделі частини прутка бажаної довжини з послідуочим відрізанням залишку прутка поруч із задньою стороною шпиндельної бабки, крім того залишок прутка з'єднувався зі штоком пристрою завантаження, що використовувався як шток подовженого розміру, причому після останнього різання кінець залишку прутка роз'єднувався зі штоком пристрою завантаження (рис. 3.34).

Технічною задачею, на рішення якої направлений запропонований спосіб завантаження металорізального верстата прутком, було зменшення динамічних навантажень при підвищених частотах обертання шпинделя при наявності у механізмі завантаження довгомірних прутків, з використанням самого прутка як подовженого штоку для завантаження прутків зменшеної довжини та відсутність потреби в обладнанні для нарізання прутків бажаної довжини.

Технічний результат, який було досягнуто при використанні такого способу завантаження металорізального верстата прутком, полягав у зменшенні динамічних навантажень при збільшенні частоти обертання шпинделя за рахунок відсутності обертання прутка за межами шпиндельної бабки, що дозволило здійснювати завантаження прутків без спеціальних допоміжних пристроїв, що дозволило підвищити продуктивність верстата.

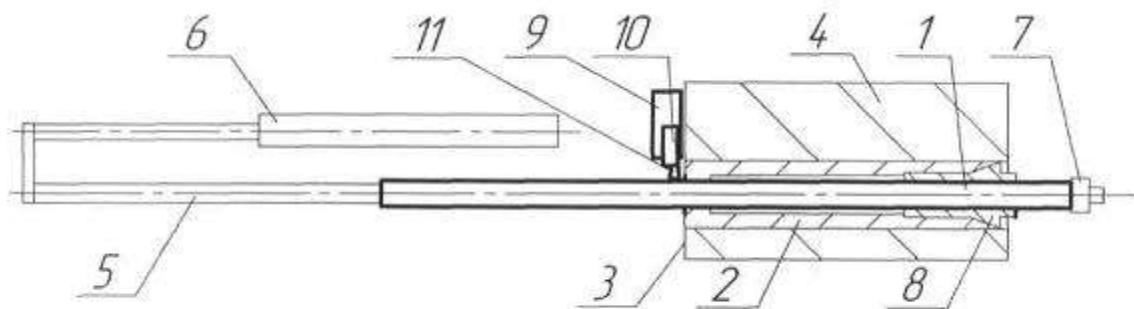


Рисунок 3.34 – Спосіб завантаження металорізального верстата прутком

Обґрунтування положень технологічної інструкції по динамічній зміні частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті та сфера застосування.

Дана технологічна інструкція (ТІ) регламентує правила та прийоми роботи на металообробному обладнанні при динамічному керуванні частотою обертання шпинделя при виготовленні виробів загального машинобудування на підприємствах з одиничним та дрібносерійним типом виробництва. Дана технологічна інструкція є додатком до технологічного процесу виготовлення деталей малого діаметру з високими вимогами до якості обробленої поверхні.

*Примітка, роз'яснення:

(Окреслені межі застосування розробленої технологічної інструкції обумовлені доцільністю застосування динамічного керування частотою обертання шпинделя саме на підприємствах загального машинобудування. Не можливість використання технологічної інструкції без прив'язки до конкретного технологічного процесу (ТП), обумовлена необхідністю обробки деталей на обґрунтованих в ТП режимах різання).

Нормативні посилання

Дана технологічна інструкція (ТІ) розроблена з використанням посилань на наступні діючі на момент створення ТІ стандарти:

- ДСТУ ГОСТ 2.610:2006. Единая система конструкторской документации. Правила выполнения эксплуатационных документов;
- ДСТУ ГОСТ 3.1001:2014 Единая система технологической документации. Общие положения.

*Примітка, роз'яснення:

(Розробка технологічної інструкції виконана у відповідності до вимог оформлення чинної нормативної документації з метою формалізації та гармонізації розроблених положень до встановлених правил документообігу технологічної документації та інженерної практики).

Загальні положення технологічної інструкції

Мета даної технологічної інструкції:

встановити вимоги до підготовки робочого місця та металообробного обладнання при виконанні технологічних процесів механічної обробки деталей малого діаметру;

зменшити вплив «людського фактору» на якість та сталість технологічного процесу механічної обробки деталей малого діаметру.

*Примітка, роз'яснення:

(Наведений вище підпункт введений з метою окреслення, формалізації та узгодження положень технічного завдання від підприємства замовника та їх синхронізації для полегшення комунікації між замовником та виконавцем на базі єдиного понятійного апарату).

Алгоритм дій робітника на початку робочої зміни

1. Переконатися, що робоче місце готове до виконання технологічної операції у відповідності з нарядом, тобто прибране після попередньої робочої зміни без видимих візуальних ознак ушкодження верстата на його зовнішніх конструктивних елементів (напрямних, різцетримача, патрона верстата, кулачків, тощо). У разі наявності пошкоджень або вмотивованих підозр у їх наявності повідомити майстра зміни або інженера технолога для подальших дій.

2. Увімкнути живлення верстату. Перемістити супорт верстата у крайнє праве положення.

3. Встановити рукоятку вибору частот обертання шпинделя у другий діапазон та встановити важіль частоти обертання шпинделя в положення, що відповідає діапазону частот обертання шпинделя 250-750 об/хв. Виконати перевірку працездатності основних кінематичних елементів (приводу головного руху, приводу подач) без закріплення заготовки, шляхом переміщення важеля ввімкнення головного руху у крайнє праве, та важеля ввімкнення подач у крайнє ліве положення впродовж 10 - 20 сек.;

4. Увімкнути модулятор частоти обертання шпинделя шляхом переміщення тумблера увімкнення/вимкнення у крайнє верхнє положення і дочекатися числової індикації на дисплеї приладу (рис. 3.35). Вибрати значення частоти модуляції натиснувши синю кнопку (1) (рис. 3.36 а) на панелі керування, та дочекавшись індикації функції STEP, натискаючи на панелі керування жовту кнопку (1) для

збільшення числового значення частоти модуляції в плюс або чорної кнопки (2) – в мінус (рис.3.36 (б)) встановити необхідне значення частоти модуляції орієнтуючись по дисплею приладу (рис. 3.37).



Рисунок 3.35 – Ввімкнення модулятора частоти обертання шпинделя

5. Перемістити ручку керування глибини модуляцією (об/хв) у проміжне положення на відмітку з цифрою 5 так щоб прорізь ручки вказувала на необхідне числове значення (рис.5.5).



Рисунок 3.36 – Завдання частоти модуляції частоти обертання шпинделя



Рисунок 3.37 – Керування глибиною модуляції

6. Увімкнути оберти шпинделя. Оцінити візуально наявність зміни частоти обертання шпинделя впродовж 10 – 20 сек., вимкнути оберти шпинделя.

*Примітка, роз'яснення:

(Наведений алгоритм є експериментально обґрунтованою, та практично перевіреною послідовністю дій, яку обов'язково повинен виконати робітник для безвідмовної роботи металорізального та електричного обладнання (модулятора) та уникнення ситуацій раптового виходу з ладу обладнання або травмування робітника)

Алгоритм дій робітника при виконанні механічної обробки з динамічним керуванням частоти обертання шпинделя:

1. В залежності від діаметра оброблюваної деталі встановити необхідні частоти обертання шпинделя та частоти модуляції у відповідності до табл. 3.9. При цьому частота та глибина модуляції повинна лежати в діапазоні, який вказаний в таблиці.

2. Закріпити заготовку у патроні, увімкнути оберти шпинделя;

3. За декілька проходів, регулюючи ручку керування глибиною модуляції методом поступового наближення від більшого до меншого підібрати глибину модуляції до досягнення відсутності вібраційного сліду на оброблюваній поверхні на режимах різання згідно технологічного процесу обробки кожної конкретної деталі.

4. Виконати технологічні прийоми та переходи у відповідності з технологічним процесом (ТП) механічної обробки;

5. Відвести різальний інструмент на безпечну відстань, вимкнути оберти шпинделя, провести вимірювання параметрів якості згідно ТП, розкріпити деталь.

Таблиця 3.9 – Вибір частот обертання шпинделя та модуляції в залежності від оброблюваного діаметру деталі

Оброблюваний діаметр, мм	50 - 40	39 -30	29 - 20	19 - 10
Глибина модуляції, об/хв	До 400	До 150	До 100	До 50
Частота модуляції, Гц	1-5	3-8	7-12	10-20

6. Закріпити у патроні наступну деталь, виконати послідовність дій у відповідності з п. 2, п. 4, п. 5.

*Примітка, роз'яснення:

(Наведений алгоритм є експериментально обґрунтованою, та практично перевіреною послідовністю дій, яку обов'язково повинен виконати робітник для отримання стабільного ,прогнозованого результату механічної обробки деталей у вигляді забезпечення якості обробленої поверхні по показникам шорсткості Ra 0,4 мкм та розмірної точності по 7-ому квалітету).

3.5 Висновки

1. Доведено, що підвищення продуктивності токарної обробки деталей малого діаметра досягається за рахунок підвищенням частоти обертання заготовки із збереженням параметрів шорсткості обробки в межах вимог креслення, з одночасним виключенням технологічної операції полірування.

2. Обґрунтовано необхідність введення додаткових дій, що дозволяє відслідкувати мінімальні амплітуди коливань супорта за рахунок збільшення інерційних характеристик верстата та зменшення логарифмічного декременту коливань різця, що дозволило забезпечити підвищення точності обробки та шорсткості оброблюваної поверхні деталі на підвищених частотах обертання шпинделя.

3. Обґрунтовано доцільність зменшення динамічного навантаження, при підвищених частотах обертання шпинделя, шляхом зменшення дисбалансу пруткової заготовки із використанням пристрою завантаження.

4. Розроблено технологічну інструкцію з експлуатації та обслуговування системи динамічного керування частотою обертання шпинделя, що дозволило забезпечити стабільність виконання технологічного процесу обробки деталей малого діаметру.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Проведений аналіз причин та розвитку зношування різальної кромки інструменту при точінні з високими частотами обертання шпинделя. Встановлено, що при обробці неметалевих матеріалів головною ознакою зношування інструментів є округлення різальної кромки у результаті взаємодії поверхонь інструменту та дрібнодисперсної стружки, що за своєю природою нагадує абразивну обробку.

2. Розроблені алгоритми та програмні модулі до пакетів LS-DYNA щодо розрахунку зношування різального леза та зміни його форми в процесі оброблення при лезовій обробці металевих та неметалевих матеріалів. При цьому розроблені алгоритми та програмні модулі враховують рівень вібрацій та контактних навантажень, що супроводжують процес різання важкооброблюваних матеріалів. Це забезпечило можливість виконання автоматизованих розрахунків за допомогою вищезазначених пакетів та можливість інтеграції отриманих результатів у пакет MathLab для визначення оптимальних режимів механічної обробки металевих та неметалевих важкооброблюваних матеріалів.

3. Для мінімізації похибки за абсолютною величиною удосконалено алгоритм прогнозу ітераційного уточнення зношування інструменту. Таким чином розбіжність між прогнозними та експериментальними значеннями періоду стійкості інструменту склала в середньому 10%.

4. На базі токарного верстата з ЧПК розроблено експериментальний стенд, оснащений модулятором та первинними датчиками обертів шпинделя, току та напруги силового перетворювача приводу головного руху, вібрацій. За допомогою модулятора сигнал, який подається системою числового програмного керування, перетворюється за синусоїдальним законом, причому амплітуду та частоту коливань можна змінювати. Для дослідження вібростійкості процесу точіння розроблено методику визначення реальної частоти обертання шпинделя.

5. Створено скінчено-елементну модель процесу різання у програмному середовищі ANSYS. Встановлено, що адекватність скінчено-елементної моделі значною мірою визначається прийнятою для моделювання зони різання (робочого процесу) моделлю тертя (величиною середнього коефіцієнта тертя). Представлено

результати обчислювального експерименту за допомогою скінчено-елементної моделі при дослідженні впливу геометрії інструменту на технологічні параметри.

6. Адекватність 3D моделі верстату була доведена порівнянням результатів експериментальних і модельних досліджень, довірчий інтервал для яких не перевищував 4,36 %. Результати теоретичних досліджень дозволили виявити резонансні частоти обертання шпинделя та нову залежність, що при збільшенні частоти обертання, величина коливань варіюється, в бік зростання та в бік зменшення. Були проведені модальні аналізи верстату застосовуючи метод скінчених елементів.

7. Були вперше проведені дослідження фізико-механічних та трибологічних властивостей вуглепластика, визначені моделі тертя для вуглепластику в парі з твердим сплавом. Отримано модель тертя - адгезійна. Визначено межу міцності для вуглепластика, що рівний 680 МПа. Визначено модуль пружності для вуглепластикового зразка, що рівний 115 ГПа.

8. Було створено скінчено-елементну модель процесу різання у програмному середовищі Deform. Встановлено, що адекватність скінчено-елементної моделі значною мірою визначається прийнятою для моделювання зони різання (робочого процесу) моделлю тертя (величиною середнього коефіцієнта тертя). Представлено результати обчислювального експерименту за допомогою скінчено-елементної моделі при дослідженні впливу геометрії інструменту на технологічні параметри при механічній обробці сталі 45. При порівнянні експериментальних даних з реальними було встановлено що похибка результатів не перевищує 13 %, що говорить про адекватність розробленої моделі. При моделюванні обробки високоміцного чавуну аналіз показує, що відхилення середнього значення тангенціальної проекції сили різання знаходяться в межах 36%, при цьому 6 із 8 тестів мають похибку менше 15%. Відхилення які виникли 36% пов'язані з недостатньою визначеністю при моделюванні властивостей контактної взаємодії при обробці інструментом.

ПЕРЕЛІК ДЖЕРЕЛ ПОСИЛАННЯ

1. Аскинази Б. М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой / Б. М. Аскинази.– М.:Машиностроение, 1989.– 197с.
3. Бабичев А. П. Вибрационная обработка деталей / А. П. Бабичев.– М. : Машиностроение, – 1974. – 136 с.
4. Безъязычный В. Ф. Влияние качества поверхностного слоя после механической обработки на эксплуатационные свойства деталей машин. / В. Ф. Безъязычный // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. – 2001. – № 4. – С. 9–17.
5. Бурлаченко О. В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств сопряжений оборудования на основе системы комплексных воздействий: дис. д-ра. техн. наук. / О. В. Бурлаченко Саратов, 2004. – 354 с.
6. Основы теории резания материалов : учебник [для высш. учебн. заведений] / Н. П. Мазур, Ю .Н. Внуков, А. И. Грабченко и др. ; под общ. ред. Н. П. Мазура и А. И. Грабченко. – 2-е изд., перераб. и доп. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. – 534 с.
7. Залого В.А. Курс лекций "Инструментальные материалы для лезвийных инструментов" [Текст] : учеб. пос. Раздел "Инструментальные материалы" / В. А. Залого. — Сумы : СумГУ, 2007. — 205 с. — 16-45.
8. Sandvik Coromant [Официальный сайт]. – URL : <http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/pages/default.aspx>.
9. Seco Tool [Официальный сайт]. – URL : <http://www.secotools.com/ru>.
10. TaeguTec [Официальный сайт]. – URL : <http://www.taegutec.com.ua/>.
11. Sandvik Coromant [Официальный сайт]. – URL : <http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/campaigns/gc4325/Pages/default.aspx>.
12. Развитие современных станков [Электронный ресурс]. – URL : <http://mehanit.ru/novosti/razvitie-stankov.php>.
13. Каталог станков Haas [Официальный сайт]. – URL : <http://int.haascnc.com/home.asp?intLanguageCode=1049>.

14. Каталог станков Okuma [Официальный сайт]. – URL : http://okuma-russia.ru/tokarnie_centri.htm.
15. Каталог станков DMG [Интернет-портал]. – URL : <http://sibsapr.ru/>.
16. Каталог станков Mori Seiki [Официальный сайт]. – URL : <http://ru.dmgmori.com/>.
17. Кудинов В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. – М. : Машиностроение, 1967. – 367 с.
18. Глухой И. Автоколебания в металлорежущих станках / И. Глухой. – М. : Машгиз, 1956. – 359 с.
19. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с.
20. Эльясберг М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика / М. Е. Эльясберг. – СПб. : ОКБС, 1993. – 180 с.
21. Кедров С. С. Колебания металлорежущих станков / С. С. Кедров. – М. : Машиностроение, 1978. – 198 с.
22. Ташлицкий Н. И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н. И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – № 2. – С. 10–20.
23. Doi S. , Kato S. Chatter vibration of lathe tools//Trans. ASME. -1956. -№ 78. – С. 1127–1134.
24. Brecher C. , Witt S. , Esser M. Simulation of the Process Stability of HPC Milling Operations under Consideration of the nonlinear Behaviour of the Machine Tool and the Cutting Process//Annals of CIRP. -2007. -С. 211- 219.
25. Кучугуров М.В., Внуков Ю.Н., Дядя С.И., Способ и устройство для исследования регенеративных автоколебаний при точении / М. В. Кучугуров, Ю. Н. Внуков, С. И. Дядя. // Резание и инструмент в технологических системах . – 2013. – №83. – С.42-54.
26. Chigbogu Godwin Ozoegwu Stabilizing wave attenuation effects in turning process <http://www.tandfonline.com/loi/tpmr20>.
27. Chigbogu G. Ozoegwu, Sam N. Omenyi Time Domain Chatter Stability Comparison of Turning and Milling Processes INTERNATIONAL JOURNAL OF

MULTIDISCIPLINARY SCIENCES AND ENGINEERING, VOL. 3, NO. 11, NOVEMBER 2012.

28. George W. THE PREDICTION OF CHATTER STABILITY IN HARD TURNING, In Partial Fulfillment Of the Requirements for the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering, 2004.

29. Andreas Ottoa, G.unter Radonsa Application of Spindle Speed Variation for Chatter Suppression in Turning Institute of Physics, Chemnitz University of Technology, 09107 Chemnitz, Germany December 21, 2012.

30. Дрожжин В. И. Физические особенности и закономерности процесса резания слоистых пластмасс: автореф. дис. д-ра. техн. наук : 05.03.01/ В. И. Дрожжин.- ХПИ.- Харьков, 1982.- 32 с.

31. Везеуб Н. В. Научные основы высокоэффективных процессов механической обработки полимерных композитов: автореф. дис. д-ра. техн. наук : 05.03.01/ Н. В. Везеуб.- ХНИИТМ.- Х., 1995.- 43 с.

32. Кравченко Л. С. Исследование процесса сверления слоистых пластмасс: автореф. дис. канд. техн. наук : 05.03.01/ Л. С. Кравченко.- ХПИ.- Харьков, 1973.- 19 с.

33. Степанов А. А. Обработка резанием высокопрочных композиционных материалов/ А. А. Степанов.- Л.: Машиностроение, 1987.- 176 с.

34. Штучный Б. П. Обработка резанием пластмасс/ Б. П. Штучный.- М.: Машиностроение, 1974.- 144 с.

35. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов/ В. Н. Подураев.- М.: Высшая школа, 1974.- 587 с.

36. Сороченко В. Г. Теплообразование и температура резания при алмазно-абразивном шлифовании полимерных композиционных материалов/ В. Г. Сороченко // Прогресивні технології і системи машинобудування.- 2009.- Т. 38.- С. 214-224.

37. Лупкин Б. В. Механическая обработка композиционных материалов/ Б. В. Лупкин, О. В. Мамлюк // Труды Международной ежегодной научно-практической конференции «Композиционные материалы в промышленности» (Славполиком).- Ялта, 2001.- С. 70-79.

38. Machining of fibre reinforced plastics/ W. Konig, C. Wulf, P. Graß, H. Willercheid // Annals of CIRP.- 1985.- T. 34.- C. 537-548.

39. Kim D. Study on the Drilling of Titanium/Graphite Hybrid Composites/ D. Kim, M. Ramulu // Transactions of the ASME.- ASME, 2007.- № 129.- C. 390-396.

40. Kentli A. Experimental study on peck drilling of GFRP and prediction of drilling-induced damage using ANN/ A. Kentli // Scientific Research and Essays.- 2011.- T. 6.- C. 1546-1554.

41. Mishra R. Prediction of drilling-induced damage in unidirectional glass-fibre-reinforced plastic laminates using an artificial neural network./ R. Mishra, J. Malik, I. Singh // Proceedings of the Institut. Mech. Eng. Part B: J. Eng. Man.- 2010.- T. 224.- C. 733-738.

42. Tsao C. C. Prediction of thrust force of step drill in drilling composite material by Taguchi method and radial basis function network/ C. C. Tsao // International Journal of Advanced Manufacturing Technology.- 2008.- T. 36.- C. 11-18.

43. Kadi H. Modeling the mechanical behavior of fiber reinforced polymeric composite materials using artificial neural networks – a review./ H. Kadi // Composite Structures.- 2006.- T. 73.- C. 1-23.

44. On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates/ N. Bhatnagar, N. Ramakrishnan, N. K. Naik, R. Komanduri // Int. J. of Machine tools & Manufacture.- 1995.- T. 35.- C. 701-716.

45. Tsao C. C. Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using Taguchi analysis and neural network/ C. C. Tsao, H. Hocheng // Journal of Materials Processing Technology.- 2008.- № 203.- C. 342-348.

46. Tsao C. C. Taguchi analysis of delamination associated with various drill bits in drilling of composite material/ C. C. Tsao, H. Hocheng // Int. J. of Machine tools & Manufacture.- 2004.- T. 44.- C. 1085-1090.

47. Hocheng H. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits/H. Hocheng, C. C. Tsao // Journal of Materials Processing Technology.- 2003.- № 140.- C. 335-339.

48. Jain S. Effects of feedrate and chisel edge on delamination in composites drilling/ S. Jain, D. C. Yang // Trans. ASME.- 1993.- T. 115.- C. 398-405.

49. Sadat A. B. Prediction of delamination load in drilling of graphite/epoxy composites/ A. B. Sadat // Engineering Systems Design and Analysis.- 1996.- Т. 3.- С. 21-26.

50. Puw H. Y. Anisotropic chip formation models of cutting of FRP/ H. Y. Puw, H. Hocheng // Proceedings of ASME Symposium on Material Removal and Surface Modification Issues in Machining Processes.- New York, 1995.- С. 0-0.

51. Arola D. Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: a finite element analysis/ D. Arola, M. Ramulu // Int. J. of Mechanical Science.- 1997.- Т. 39.- С. 597-613.

52. Mackerle J. Finite element analysis and simulation of machining: an addendum. A bibliography 1996-2002/ J. Mackerle // Int. J. of Machine tools & Manufacture.- 2003.- Т. 43. -С. 103- 114.

53. Криворучко Д. В. Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів: Автореф. дис. д-ра. техн. наук : 05.03.01/ Д. В. Криворучко. - СумДУ.- Харків, 2010.- 40 с.

54. Mahdi M. A finite element model for the orthogonal cutting of fiber - reinforced composite materials/ M. I. Mahdi, L. A. Zhang // Journal of Materials Processing Technology.- 2001.- Т. 113.- С. 373-377.

55. Durão L. M. Numerical simulation of the drilling process on carbon/epoxy composite laminates/ L. M. Durão, M. F. De_Moura, A. T. Marques // Composites.- 2006.- № 37.- С. 1325-1333.

56. Durão L. M. Numerical prediction of delamination onset in carbon/epoxy composites drilling/ L. M. Durão, M. F. De_Moura, A. T. Marques //Engineering Fracture Mechanics.- 2008.- Т. 75.- С. 2767-2778.

57. Budan D. A. Quality Assessment and Delamination Force Evaluation in Drilling of Glass Fiber Reinforced Plastic Laminates—A Finite Element Analysis and Linear Elastic Fracture Mechanics Approach/ D. A. Budan, S Vijayarangan // Journal of Engineering Manufacture.- 2002.- Т. 216.- С. 173-182.

58. Zitoune R. Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long fibre composite structures/ R. Zitoune, F. Collombet // Composites.- 2007.- Т. 38.- С. 858-866.

59. Analytical models of composite material drilling/ P. Rahmé, Y. Landon, F. Lachaud, R. Piquet // International Journal of Advanced Manufacturing Technology.- 2011.- T. 52, № 5.- C. 609-617.

60. Bhattacharya D. A Study of Hole Drilling in Kevlar Composites/ D. Bhattacharya, D. P. Horrigan // Composites Science and Technology.- 1998.- T. 58, № 2.- C. 267-283.

61. Singh I. Drilling of Uni-Directional Glass Fiber Reinforced Plastics: Experimental and Finite Element Study/ I. Singh, N. Bhatnagar, P. Viswanath // Materials & Design.- 2008.- T. 29, № 2.- C. 546-553.

62. Delamination in Fiber Reinforced Plastics: A Finite Element Approach/ P. K.Rakesh, V. Sharma, I. Singh, D. Kumar // Engineering.- 2011.- № 3.- C. 549-554.

63. Böhm A. FEM-Simulation der Bearbeitung von Faserverbundwerkstoffen mit Hilfe von LS-Dyna/ A. Böhm.- Stuttgart: University of Stuttgart, 2010.- 123 c.

64. Calzada K. Modeling and interpretation of fiber orientation-based failure mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced composites: дис. канд. техн. наук : K. Calzada.- Urbana, 2010.- 129 c.

65. Rao G. V. Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites – Cutting force analysis/ G. V. Rao, P. Mahajan, N. Bhatnagar // Composites Science and Technology.- 2007.- T. 67, № 3.- C. 579-593.

66. Rao G. V. Machining of UD-GFRP composites chip formation mechanism/ G. V. Rao, P. Mahajan, N. Bhatnagar // Composites Science and Technology.- 2007.- T. 67, № 11.- C. 2271-2281.

67. Analysis of Machining of FRPs Using FEM/ M. V. Ramesh, K. N. Seetharamu, N. Ganesan, M. S Sivakumar // Int. J. of Machine tools & Manufacture.- 1998.- T. 38.- C. 1531-1549.

68. Nayak D. Machining studies of UD-FRP composites. Part 2: Finite element analysis/ D. Nayak, N. Bhatnagar, P. Mahajan // Machining Science and Technology.- 2005.- T. 9.- C. 503-528.

69. Pramanik A. An FEM investigation into the behavior of metal matrix composites: Tool–particle interaction during orthogonal cutting/ A. Pramanik, L. C. Zhang, J. A. Arsecularatne // Int. J. of Machine tools & Manufacture.- 2007.- T. 47.- C. 1497-1506.

70. Dandekar C. Multiphase Finite Element Modeling of Machining Unidirectional Composites: Prediction of Fiber Debonding and Damage/ C. Dandekar, Y. C. Shin // *Machining Science and Technology*.- 2008.- Вып. 5.- Т. 130.- С. 0-0.

71. Wang D. Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite.: Part I: Unidirectional laminate./ D. H. Wang, M. Ramulu, D. Arola // *Int. J. of Machine tools & Manufacture*.- 1995.- Т. 35.- С. 1623-1638.

72. Rahman M. A Review on High-Speed Machining of Titanium Alloys/ M. Rahman, Z. G. Wang, Y. S. Wong // *JSME International Journal: Series III*.- 2006.- Т. 49, № 1.- С. 11-20.

73. VanLuttervelt CA, Childs T, Jawahir IS, Klocke F, Venuvinod PK (1998) The State-of-the-Art of Modelling in Machining Processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 47(2):587–626.

74. Fang N (2003) Slip-Line Modeling of Machining with a Rounded-Edge Tool. Part I: New Model and Theory. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 51:715–742.

75. Fang N, Jawahir IS (2003) Analytical Prediction of the Chip Back-Flow Angle in Machining with Restricted Grooved Tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125:210–219.

76. Основы теории резания материалов: учебник [для высш. учебн. заведений]/Н. П. Мазур, Ю. Н. Внуков, А. И. Грабченко и др. -Х.: НТУ "ХПИ", 2013. -534 с.

77. Токарные инструменты / Sandvik Coromant; Под ред. Е. Abele. - Stafford: Sandvik Coromant, 2015. - 1253 с.

78. CNC Turning Centers / Haas Automation Inc.; - Oxnard: Haas Automation, Inc., 2013. - 56 с.

79. Machine Tools Catalogue / Okuma Europe GmbH; - Krefeld: Okuma Europe GmbH, 2013. - 192 с.

80. Exclusive DMG MORI Technology Cycles / DMG MORI COMPANY LIMITED; - Vynterture: DGM MORI Company, 2016. - 62 с.

81. Кудинов В. А. Динамика процессов резания. -М.: Машиностроение, 1981. -218 с.

82. TaeguTurn. Токарный инструмент / TaeguTec;. - Daegu: TaeguTec Ltd., 2013. - 198 с.
83. Tlustý J., Ismail F. Basic non-linearity in machining chatter//CIRP Annals - Manufacturing Technology. -: Elsevier, 1981. -Вып. 1. -Т. 30. -С. 299- 304.
84. Жарков И. Г. Исследование вибраций. -Л.:Машиностроение, 1988.-196 с.
85. Эльясберг М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика. -СПб: ОКБС, 1993. -180 с.
86. Кедров С. С. Колебания элементов технологической системы. -М.: Машиностроение, 1984. -227 с.
87. Ташлицкий Н. И. Автоколебания при резании металлов//Вестник машиностроения. -1973. -№1. -С. 19- 24.
88. Doi S. , Kato S. Chatter vibration of lathe tools//Trans. ASME. -1956. -№ 78. -С. 1127- 1134.
89. Brecher C. , Witt S. , Esser M. Simulation of the Process Stability of HPC Milling Operations under Consideration of the nonlinear Behaviour of the Machine Tool and the Cutting Process//Annals of CIRP. -2007. -С. 211- 219.
90. Кучугуров М. В., Внуков Ю. Н., Дядя С. И. Способ и устройство для исследования регенеративных автоколебаний при точении//Резание и инструмент в технологических системах. -Х., 2013. -№ 83. -С. 42- 54.
91. Зарс В. В. Сравнение некоторых условий регенерации следа//Вопросы динамики и прочности. -Рига, 1968. -Вып. 17. -С. 51- 64.
92. Ильницкий И. И. Колебания в металлорежущих станках и пути их устранения. -М.: Машгиз, 1958. -145 с.
93. Кудинов В. А. Теория вибраций при резании (трении)//Передовая технология машиностроения. -М., 1955. -С. 631- 643.
94. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975. -344 с.
95. Кабалдин Ю. Г., Шпилев А. М. Самоорганизующиеся процессы в технологических системах обработки резанием. Диагностика, управление. - Владивосток: Дальнаука, 1998. -296 с.

96. Каширин М. Ф. Исследование вибраций при резании. -Л.: Изд-во АН СССР, 1944. -262 с.
97. Мурашкин Л. С., Мурашкин Л. С. Прикладная нелинейная механика станков. -Л.: Машиностроение, 1977. -192 с.
98. Развитие науки о резании металлов/Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. -М.: Машиностроение, 1967. -415 с.
99. Тлустый И. Автоколебания в металлорежущих станках. -М.: Машгиз, 1956. -359 с.
100. Ташлицкий Н. И. Явления запаздывания усилий при прерывистом резании с переменной толщиной среза//Вестник машиностроения. -1969. -№ 4. -С. 67- 68.
101. Ташлицкий Н. И. Первичный источник автоколебаний при резании металлов//Вестник машиностроения. -1960. -№ 2. -С. 45- 50.
102. Кудинов В. А., Ключников А. В., Шустиков А. Д. Экспериментальное исследование нелинейной динамики процесса резания//Станки и инструмент. -1978. -№ 11. -С. 11- 13.
103. Зарс В. В. Моделирование автоколебаний металлорежущих станков//Вопросы динамики и прочности. -Рига, 1969. -Вып. 118. -С. 157- 173.
104. Астафьев В. И., Радаев Ю. Н., Степанова Л. В. Нелинейная механика разрушения. -Самара: Издательство "Самарский университет", 2001. -534 с.
105. Лурье А. И. Аналитическая механика. -М.: Физматгиз, 1961. -824 с.
106. Свинин В. М. Фрезерование с модулированной скоростью резания. - Иркутск: Изд.-во ИрГТУ, 2007. -302 с.
107. Татаринов В. Л. Способ улучшения токарных и строгальных станков путем применения вибрационного движения резца//Вестник общества технологов. - 1909. -№ 17. -С. 1- 10.
108. Подураев В. Н. Обработка резанием с вибрациями. -М.: Машиностроение, 1970. -350 с.
109. Нерубай М. С., Штриков Б. Л., Калашников В. В. Ультразвуковая механическая обработка и сборка. -Самара: Кн.изд-во, 1995. -190 с.

110. Маркова Л. Г., Островский В. И., Савицкая В. Г. Влияние геометрии резца из эльбора на его износ и стойкость при тонком точении закаленной стали//Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. -Х.: ХГТУ, 1972. -Вып. 6. -С. 28- 32.
111. Кумабэ Д. Вибрационное резание/Под ред. А. М. Портного. -М.: Машиностроение, 1985. -424 с.
112. Ахметшин Н. И., Гоц Э. М., Родиков Н. Ф. Вибрационное резание металлов/Под ред. К. М. Рагульскис. -Л.: Машиностроение, 1987. -80 с.
113. Карпов Я. С. Соединения высоконагруженных деталей из композиционных материалов. Сообщ. 1.Конструктивно-технологические решения и оценка их работоспособности//Проблемы прочности. -2006. -№ 3. -С. 23- 33.
114. Rao G. V., Mahajan P., Bhatnagar N. Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites – Cutting force analysis//Composites Science and Technology. -2007. -Т. 67, № 3. -С. 579- 593.
115. Hintze W., Hartmann D. Modeling of delamination during milling of unidirectional CFRP//Procedia CIRP. -: Elsevier, 2013. -№ 8. -С. 444- 449.
116. Chigbogu G. O. Stabilizing wave attenuation effects in turning process//Production & Manufacturing Research. -: Taylor & Francis Group, 2014. -Т. 2, № 1. -С. 2- 10.
117. Chigbogu G. O., Sam N. O. Time Domain Chatter Stability Comparison of Turning and Milling Processes//INTERNATIONAL JOURNAL OF MULTIDISCIPLINARY SCIENCES AND ENGINEERING. -2012. -Т. 3, № 11. -С. 25- 30.
118. Park J. S. THE PREDICTION OF CHATTER STABILITY IN HARD TURNING: Дисс. ... PhD in Mechanical Engineering:05.02.08. -Atlanta, 2004. -144 с.
119. Otto A., Radons G. Application of spindle speed variation for chatter suppression in turning//CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. -: Elsevier Science, 2013. -Т. 6, № 2. -С. 102- 109.
120. Mancisidor I. , Bárcena R. , Munoa J. , Etxebarria A. Design of a bench hardware-in-the-loop system for the study of chatter in turning//European Control Conference. -Zurich, 2013. -С. 791- 796.

121. Пат. 103688 U Україна, МПК В23В 13/00 (2015.01). Спосіб завантаження металорізального верстата прутком / Д.В. Криворучко, Ю.В. Шаповал, М.М. Коротун (Україна); заявник та патентовласник Сумський держ. ун-т. - № u201506325; заявл. 26.06.2015; опубл. 25.12.2015, бюл. № 24.

ДОДАТОК А

ЛІСТИНГ ПРОГРАМИ

```

function varargout = Experiment(varargin)
% Begin initialization code - DO NOT EDIT
gui_Singleton = 1;
gui_State = struct('gui_Name',    mfilename, ...
    'gui_Singleton', gui_Singleton, ...
    'gui_OpeningFcn', @Experiment_OpeningFcn, ...
    'gui_OutputFcn', @Experiment_OutputFcn, ...
    'gui_LayoutFcn', [] , ...
    'gui_Callback', []);
if nargin && ischar(varargin{1})
    gui_State.gui_Callback = str2func(varargin{1});
end

if nargout
    [varargout{1:nargout}] = gui_mainfcn(gui_State, varargin{:});
else
    gui_mainfcn(gui_State, varargin{:});
end
% End initialization code - DO NOT EDIT

% ВЫПОЛНЯЕТСЯ ЭТА ФУНКЦИЯ ПЕРЕД ТЕМ КАК ФОРМА СТАНОВИТСЯ ВИДИМОЙ
function Experiment_OpeningFcn(hObject, eventdata, handles, varargin)
% Choose default command line output for Experiment
handles.output = hObject;
% Update handles structure
guidata(hObject, handles);
set(handles.checkbox5, 'Value', 1);
set(handles.pushbutton4, 'Visible','off');
set(handles.pushbutton13, 'Visible','off');

% ОТКРЫТИЕ ФАЙЛОВ ДАННЫХ И ПАРАМЕТРОВ
function OpenFile_Callback(hObject, eventdata, handles)
global TimeString RealChannelsQuantity RealKadrsQuantity TotalTime AdcRate ChannelRate y DataFileName_PAR;
global Canal_1 Canal_2 Canal_3 Canal_4;
% Получение имени и пути к файлу
[FileName, PathName] = uigetfile('*.*');
% Проверка, был ли выбран файл
if FileName~=0
    % Формирование полного пути к файлу данных
    FullName = [PathName FileName];
end;
% формирование пути к файлу параметров
DataFileName_DAT = FullName;
DataFileName_PAR = DataFileName_DAT(1:(length(DataFileName_DAT)-4));
DataFileName_PAR = strcat(DataFileName_PAR, '.par');
% выводим имена файлов в окно
set(handles.PathFile,'String', PathName);
set(handles.DATFile,'String', FileName);
set(handles.PARFile,'String', (strcat(FileName(1:(length(FileName)-4)), '.par')));
StroitGrafikSignalov = 0;
% считывание параметров с файла "PAR"
F_Par = fopen(DataFileName_PAR, 'r');
Code = char(fread(F_Par, 20, 'char')); % код
PlataName = char(fread(F_Par, 17, 'char')); % название платы
TimeString = char(fread(F_Par, 26, 'char')); % число и время завершения ввода данных
ChannelsMax = fread(F_Par, 1, 'uint16'); % число каналов платы

```

```

RealChannelsQuantity = fread(F_Par, 1, 'uint16'); % число каналов с которого шла запись
RealKadrsQuantity = fread(F_Par, 1, 'uint32'); % число кадров на канал
RealSamplesQuantity = fread(F_Par, 1, 'uint32'); % общее число сэмплов (число кадров * число каналов)
TotalTime = fread(F_Par, 1, 'double'); % время ввода в секундах
AdcRate = fread(F_Par, 1, 'float32'); % частота дискретизации
InterkadrDelay = fread(F_Par, 1, 'float32'); % межкадровая задержка
ChannelRate = fread(F_Par, 1, 'float32'); % частота сбора данных с одного канала
ActiveAdcChannelArray = fread(F_Par, 32, 'int8'); % массив, каждый элемент которого равен нулю или единице,
единичное значение соответствует тому, что данный вход активен
AdcChannelArray = fread(F_Par, 32, 'int8'); % массив, каждый элемент которого равен номеру канала АЦП для
соответствующего входа
AdcGainArray = fread(F_Par, 32, 'int8'); % массив, каждый элемент которого равен индексу коэффициенту усиления
(0,1,2 или 3)
IsSignalArray = fread(F_Par, 32, 'int8'); % массив, каждый элемент которого равен нулю или единице,
единичное значение соответствует тому, что данный канал был заземлен на плате
DataFormat = fread(F_Par, 1, 'uint16'); % формат данных, равен 3
RealKadrs64 = fread(F_Par, 1, 'uint64'); % число собранных кадров в 8-байтном формате
CalibrScale = fread(F_Par, 32, 'double'); % коэффициенты масштаба
CalibrOffset = fread(F_Par, 32, 'double'); % коэффициенты смещения
AdcOffset = fread(F_Par, 1024, 'double'); % коэффициенты смещения для подключенной платы АЦП (считываются из
Flash памяти АЦП)
AdcScale = fread(F_Par, 1024, 'double'); % коэффициенты масштаба для подключенной платы АЦП (считываются из
Flash памяти АЦП)
Segments = fread(F_Par, 1, 'uint16'); % число сегментов файла данных
fclose(F_Par);
% выводим параметры на экран
if (AdcRate < 300) AdcRate = AdcRate * 1000; end;
set(handles.pTime,'String', num2str(TotalTime));
set(handles.pChannel,'String', int2str(RealChannelsQuantity));
set(handles.pADCRate,'String', num2str(AdcRate));
set(handles.pADCCRate,'String', num2str(ChannelRate));
set(handles.pSampleInCh,'String', int2str(RealKadrsQuantity));
% Считывание данных с файла "DAT"
F_Data = fopen(DataFileName_DAT, 'r');
fseek(F_Data, 0, -1);
[y NSamples] = fread(F_Data, 'double');
y = reshape(y, RealChannelsQuantity, RealKadrsQuantity);
fclose(F_Data);
% формируем массивы каналов
Canal_1=0; Canal_2=0; Canal_3=0; Canal_4=0;
if (RealChannelsQuantity > 0) Canal_1 = y(1,:); end;
if (RealChannelsQuantity > 1) Canal_2 = y(2,:); end;
if (RealChannelsQuantity > 2) Canal_3 = y(3,:); end;
if (RealChannelsQuantity > 3) Canal_4 = y(4,:); end;
set(handles.pushbutton13, 'Visible','on');

% ВЫПОЛНЕНИЕ РАСЧЕТОВ
function pushbutton13_Callback(hObject, eventdata, handles)
global AdcRate RealChannelsQuantity NFFT f TotalTime DataFileName_PAR;
global Canal_1 Canal_2 Canal_3 Canal_4;
global Canal_1_FFT Canal_2_FFT Canal_3_FFT Canal_4_FFT;
global Canal_1_FFT_dB Canal_2_FFT_dB Canal_3_FFT_dB Canal_4_FFT_dB
global Original_Canal_1 Original_Canal_2 Original_Canal_3 Original_Canal_4
%% обнуляем переменные
Sec_Start=0; Sec_Length=0; SS=0; SL=0;
Canal_1_FFT=0; Canal_2_FFT=0; Canal_3_FFT=0; Canal_4_FFT=0;
Canal_1_FFT_dB=0; Canal_2_FFT_dB=0; Canal_3_FFT_dB=0; Canal_4_FFT_dB=0;
%% вырезка куска данных для дальнейшей обработки
if (get(handles.checkbox5, 'Value') == 1)
    Sec_Start = str2num(get(handles.edit2,'String'));
    Sec_Length = str2num(get(handles.edit3,'String'));
    SS = AdcRate * Sec_Start;
    SL = AdcRate * Sec_Length;

```

```

if (RealChannelsQuantity > 0) Canal_1 = Canal_1(SS:(SS+SL-1)); end;
if (RealChannelsQuantity > 1) Canal_2 = Canal_2(SS:(SS+SL-1)); end;
if (RealChannelsQuantity > 2) Canal_3 = Canal_3(SS:(SS+SL-1)); end;
if (RealChannelsQuantity > 3) Canal_4 = Canal_4(SS:(SS+SL-1)); end;
TotalTime = (length(Canal_1)/AdcRate);
end;
%% сохранию оригинальные каналы
Original_Canal_1 = Canal_1;
Original_Canal_2 = Canal_2;
Original_Canal_3 = Canal_3;
Original_Canal_4 = Canal_4;
%% перевод значений из милиВольт в м/с*c
if (get(handles.checkbox7, 'Value') == 1)
    ZeroAxis = 2.05;
    Sensitive = 0.0219;
    if (RealChannelsQuantity > 0)
        for i=1:(length(Canal_1))
            Canal_1(i) = ((Canal_1(i) - ZeroAxis)/Sensitive) * 9.80665;
        end;
    end;
    if (RealChannelsQuantity > 1)
        for i=1:(length(Canal_2))
            Canal_2(i) = ((Canal_2(i) - ZeroAxis)/Sensitive) * 9.80665;
        end;
    end;
    if (RealChannelsQuantity > 2)
        for i=1:(length(Canal_3))
            Canal_3(i) = ((Canal_3(i) - ZeroAxis)/Sensitive) * 9.80665;
        end;
    end;
    if (RealChannelsQuantity > 3)
        for i=1:(length(Canal_4))
            Canal_4(i) = ((Canal_4(i) - ZeroAxis)/Sensitive) * 9.80665;
        end;
    end;
end;
%% применение окна Flat Top
ft = flattopwin(10);
ft = ft.';
WC1=0; WC2=0; WC3=0; WC4=0;
if (RealChannelsQuantity > 0) WC1 = filter(ft, 1, Canal_1); Canal_1 = 0; Canal_1 = WC1; end;
if (RealChannelsQuantity > 1) WC2 = filter(ft, 1, Canal_2); Canal_2 = 0; Canal_2 = WC2; end;
if (RealChannelsQuantity > 2) WC3 = filter(ft, 1, Canal_3); Canal_3 = 0; Canal_3 = WC3; end;
if (RealChannelsQuantity > 3) WC4 = filter(ft, 1, Canal_4); Canal_4 = 0; Canal_4 = WC4; end;
%% расчет быстрого преобразования Фурье % расчет БПФ по справке (F1) Матлаба
NFFT = 2^nextpow2(AdcRate);
f = 0:(AdcRate/NFFT):(AdcRate/2)-(1/NFFT); % массив частот вычисляемого спектра Фурье
if (RealChannelsQuantity > 0)
    Canal_1_FFT = abs(fft(Canal_1, NFFT)); % амплитуды сигнала после БПФ
    Canal_1_FFT = 2*Canal_1_FFT./NFFT; % нормировка спектра по амплитуде
    Canal_1_FFT(1) = Canal_1_FFT(1)/2; % нормировка постоянной составляющей в спектре
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    Canal_2_FFT = abs(fft(Canal_2, NFFT)); % амплитуды сигнала после БПФ
    Canal_2_FFT = 2*Canal_2_FFT./NFFT; % нормировка спектра по амплитуде
    Canal_2_FFT(1) = Canal_2_FFT(1)/2; % нормировка постоянной составляющей в спектре
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    Canal_3_FFT = abs(fft(Canal_3, NFFT)); % амплитуды сигнала после БПФ
    Canal_3_FFT = 2*Canal_3_FFT./NFFT; % нормировка спектра по амплитуде
    Canal_3_FFT(1) = Canal_3_FFT(1)/2; % нормировка постоянной составляющей в спектре
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    Canal_4_FFT = abs(fft(Canal_4, NFFT)); % амплитуды сигнала после БПФ

```

```

Canal_4_FFT = 2*Canal_4_FFT./NFFT; % нормировка спектра по амплитуде
Canal_4_FFT(1) = Canal_4_FFT(1)/2; % нормировка постоянной составляющей в спектре
end;
%% обрезка массива после БПФ до длины равной половине частоты дискретизации
if (RealChannelsQuantity > 0) Canal_1_FFT = Canal_1_FFT(1:(NFFT/2)); end;
if (RealChannelsQuantity > 1) Canal_2_FFT = Canal_2_FFT(1:(NFFT/2)); end;
if (RealChannelsQuantity > 2) Canal_3_FFT = Canal_3_FFT(1:(NFFT/2)); end;
if (RealChannelsQuantity > 3) Canal_4_FFT = Canal_4_FFT(1:(NFFT/2)); end;
%% перевод значений спектра в дБ
if (RealChannelsQuantity > 0) Canal_1_FFT_dB = 20*log10(Canal_1_FFT); end;
if (RealChannelsQuantity > 1) Canal_2_FFT_dB = 20*log10(Canal_2_FFT); end;
if (RealChannelsQuantity > 2) Canal_3_FFT_dB = 20*log10(Canal_3_FFT); end;
if (RealChannelsQuantity > 3) Canal_4_FFT_dB = 20*log10(Canal_4_FFT); end;
%% применение метода скользящего среднего
SM1=0; SM2=0; SM3=0; SM4=0;
if (RealChannelsQuantity > 0) SM1 = smooth(Canal_1_FFT_dB,10); Canal_1_FFT_dB = 0; Canal_1_FFT_dB = SM1;
Canal_1_FFT_dB = Canal_1_FFT_dB.'; end;
if (RealChannelsQuantity > 1) SM2 = smooth(Canal_2_FFT_dB,10); Canal_2_FFT_dB = 0; Canal_2_FFT_dB = SM2;
Canal_2_FFT_dB = Canal_2_FFT_dB.'; end;
if (RealChannelsQuantity > 2) SM3 = smooth(Canal_3_FFT_dB,10); Canal_3_FFT_dB = 0; Canal_3_FFT_dB = SM3;
Canal_3_FFT_dB = Canal_3_FFT_dB.'; end;
if (RealChannelsQuantity > 3) SM4 = smooth(Canal_4_FFT_dB,10); Canal_4_FFT_dB = 0; Canal_4_FFT_dB = SM4;
Canal_4_FFT_dB = Canal_4_FFT_dB.'; end;
%% сохранение спектра (dB) в файл
Prefix_TXT = DataFileName_PAR(1:(length(DataFileName_PAR)-4));
if (RealChannelsQuantity > 0)
    FN_1 = strcat(Prefix_TXT, '_1.txt');
    T = fopen(FN_1,'wt');
    fprintf(T, '%20f \n', Canal_1_FFT_dB);
    fclose(T);
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    FN_2 = strcat(Prefix_TXT, '_2.txt');
    T = fopen(FN_2,'wt');
    fprintf(T, '%20f \n', Canal_2_FFT_dB);
    fclose(T);
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    FN_3 = strcat(Prefix_TXT, '_3.txt');
    T = fopen(FN_3,'wt');
    fprintf(T, '%20f \n', Canal_3_FFT_dB);
    fclose(T);
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    FN_4 = strcat(Prefix_TXT, '_4.txt');
    T = fopen(FN_4,'wt');
    fprintf(T, '%20f \n', Canal_4_FFT_dB);
    fclose(T);
end;
%% считывание спектра шума Canal_4Canal_1_FFT_dB_FFT
% if (RealChannelsQuantity > 0)
%     T1 = fopen('Shum1.txt','rt');
%     Shum1 = fscanf(T1, '%20f');
%     fclose(T1);
% end;
%% вычитание спектра шума из спектра сигнала
% if (RealChannelsQuantity > 0)
%     C1 = Canal_1_FFT_dB - Shum1;
%     Canal_1_FFT_dB = C1;
% end;
%% Расчет интегральных характеристик
% расчет мощности по кандидатской
P_1=0; P_2=0; P_3=0; P_4=0;
if (RealChannelsQuantity > 0) P_1 = abs(sum(Canal_1_FFT_dB)*(AdcRate/NFFT)); end;

```



```

if (RealChannelsQuantity > 1) P_2 = abs(sum(Canal_2_FFT_dB)*(AdcRate/NFFT)); end;
if (RealChannelsQuantity > 2) P_3 = abs(sum(Canal_3_FFT_dB)*(AdcRate/NFFT)); end;
if (RealChannelsQuantity > 3) P_4 = abs(sum(Canal_4_FFT_dB)*(AdcRate/NFFT)); end;
% расчет интегральных характеристик по Авраменко
LambdaSQ = 2.05e-6;
Ue_1=0; Ue_2=0; Ue_3=0; Ue_4=0; He_1=0; He_2=0; He_3=0; He_4=0; V_1=0; V_2=0; V_3=0; V_4=0;
if (RealChannelsQuantity > 0)
    % определение интегральной спектральной оценки Ue He
    for i = 10:(length(Canal_1_FFT))
        if Canal_1_FFT(i) > LambdaSQ
            Ue_1 = Ue_1 + (1/f(i)) * (log(Canal_1_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
            He_1 = He_1 + (log(Canal_1_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
        end;
    end;
    % определение спектральной оценки V
    V_1 = He_1/Ue_1;
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    % определение интегральной спектральной оценки Ue He
    for i = 10:(length(Canal_2_FFT))
        if Canal_2_FFT(i) > LambdaSQ
            Ue_2 = Ue_2 + (1/f(i)) * (log(Canal_2_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
            He_2 = He_2 + (log(Canal_2_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
        end;
    end;
    % определение спектральной оценки V
    V_2 = He_2/Ue_2;
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    % определение интегральной спектральной оценки Ue He
    for i = 10:(length(Canal_3_FFT))
        if Canal_3_FFT(i) > LambdaSQ
            Ue_3 = Ue_3 + (1/f(i)) * (log(Canal_3_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
            He_3 = He_3 + (log(Canal_3_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
        end;
    end;
    % определение спектральной оценки V
    V_3 = He_3/Ue_3;
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    % определение интегральной спектральной оценки Ue He
    for i = 10:(length(Canal_4_FFT))
        if Canal_4_FFT(i) > LambdaSQ
            Ue_4 = Ue_4 + (1/f(i)) * (log(Canal_4_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
            He_4 = He_4 + (log(Canal_4_FFT(i)/LambdaSQ)) * (AdcRate/NFFT);
        end;
    end;
    % определение спектральной оценки V
    V_4 = He_4/Ue_4;
end;
%% Выводим результаты расчета в таблицу
if (RealChannelsQuantity > 0)
    set(handles.AllCharact, 'ColumnName', {'Канал№1'});
    set(handles.AllCharact, 'RowName', {'E', 'Ue', 'He', 'V'});
    DataToTable = [P_1; Ue_1; He_1; V_1];
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    set(handles.AllCharact, 'ColumnName', {'Канал№1', 'Канал№2'});
    set(handles.AllCharact, 'RowName', {'E', 'Ue', 'He', 'V'});
    DataToTable = [P_1, P_2; Ue_1, Ue_2; He_1, He_2; V_1, V_2];
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    set(handles.AllCharact, 'ColumnName', {'Канал№1', 'Канал№2', 'Канал№3'});
    set(handles.AllCharact, 'RowName', {'E', 'Ue', 'He', 'V'});

```

```

DataToTable = [P_1, P_2, P_3; Ue_1, Ue_2, Ue_3; He_1, He_2, He_3; V_1, V_2, V_3];
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    set(handles.AllCharact, 'ColumnName', {'Канал№1', 'Канал№2', 'Канал№3', 'Канал№4'});
    set(handles.AllCharact, 'RowName', {'E', 'Ue', 'He', 'V'});
    DataToTable = [P_1, P_2, P_3, P_4; Ue_1, Ue_2, Ue_3, Ue_4; He_1, He_2, He_3, He_4; V_1, V_2, V_3, V_4];
end;
set(handles.AllCharact, 'Data', DataToTable);
set(handles.AllCharact, 'Visible', 'on');
%% сохраняем данные в файл
T = fopen('save.txt','wt');
fprintf(T,'%20.10f %20.10f %20.10f %20.10f \n', DataToTable);
fclose(T);
set(handles.pushbutton4, 'Visible','on');

% ПОСТРОЕНИЕ ГРАФИКОВ СИГНАЛОВ КАНАЛОВ
function pushbutton4_Callback(hObject, eventdata, handles)
global RealChannelsQuantity f TotalTime AdcRate;
global Canal_1 Canal_2 Canal_3 Canal_4;
global Canal_1_FFT Canal_2_FFT Canal_3_FFT Canal_4_FFT;
global Canal_1_FFT_dB Canal_2_FFT_dB Canal_3_FFT_dB Canal_4_FFT_dB;
% выполняем построение графиков
% подготовительные расчеты
t = linspace(0,TotalTime,(length(Canal_1)));
% сначала строим графики сигналов
if (RealChannelsQuantity > 0)
    figure;
    plot(t, Canal_1);
    grid on;
    title('Сигнал канала №1');
    xlabel('t, c'); ylabel('U, B'); if (get(handles.checkbox7, 'Value')==1) ylabel('a, м/с*c'); end;
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    figure;
    plot(t, Canal_2);
    grid on;
    title('Сигнал канала №2');
    xlabel('t, c'); ylabel('U, B'); if (get(handles.checkbox7, 'Value')==1) ylabel('a, м/с*c'); end;
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    figure;
    plot(t, Canal_3);
    grid on;
    title('Сигнал канала №3');
    xlabel('t, c'); ylabel('U, B'); if (get(handles.checkbox7, 'Value')==1) ylabel('a, м/с*c'); end;
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    figure;
    plot(t, Canal_4);
    grid on;
    title('Сигнал канала №4');
    xlabel('t, c'); ylabel('U, B'); if (get(handles.checkbox7, 'Value')==1) ylabel('a, м/с*c'); end;
end;
% строим графики спектров
if (RealChannelsQuantity > 0)
    figure;
    plot(f, Canal_1_FFT(1:length(f)));
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №1');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, B');
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    figure;

```

```

    plot(f, Canal_2_FFT(1:length(f)));
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №2');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    figure;
    plot(f, Canal_3_FFT(1:length(f)));
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №3');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    figure;
    plot(f, Canal_4_FFT(1:length(f)));
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №4');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
% строим графики спектров в дБ
if (RealChannelsQuantity > 0)
    figure;
    plot(f, Canal_1_FFT_dB(1:length(f)));
    axis([ 10 (AdcRate/2) -120 0 ]);
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №1(дБ)');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
if (RealChannelsQuantity > 1)
    figure;
    plot(f, Canal_2_FFT_dB(1:length(f)));
    axis([ 10 (AdcRate/2) -120 0 ]);
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №2(дБ)');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
if (RealChannelsQuantity > 2)
    figure;
    plot(f, Canal_3_FFT_dB(1:length(f)));
    axis([ 10 (AdcRate/2) -120 0 ]);
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №3(дБ)');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;
if (RealChannelsQuantity > 3)
    figure;
    plot(f, Canal_4_FFT_dB(1:length(f)));
    axis([ 10 (AdcRate/2) -120 0 ]);
    grid on;
    title('Спектр сигнала канал №4(дБ)');
    xlabel('f, Гц'); ylabel('U, В');
end;

function checkbox5_Callback(hObject, eventdata, handles)

function checkbox7_Callback(hObject, eventdata, handles)

function edit2_Callback(hObject, eventdata, handles)

function edit3_Callback(hObject, eventdata, handles)

function edit1_CreateFcn(hObject, eventdata, handles)
if ispc && isequal(get(hObject,'BackgroundColor'), get(0,'defaultUicontrolBackgroundColor'))

```

```
    set(hObject,'BackgroundColor','white');  
end;
```

```
function edit2_CreateFcn(hObject, eventdata, handles)  
if ispc && isequal(get(hObject,'BackgroundColor'), get(0,'defaultUicontrolBackgroundColor'))  
    set(hObject,'BackgroundColor','white');  
end
```

```
function edit3_CreateFcn(hObject, eventdata, handles)  
if ispc && isequal(get(hObject,'BackgroundColor'), get(0,'defaultUicontrolBackgroundColor'))  
    set(hObject,'BackgroundColor','white');  
end
```

```
function varargout = Experiment_OutputFcn(hObject, eventdata, handles)  
varargout{1} = handles.output;
```