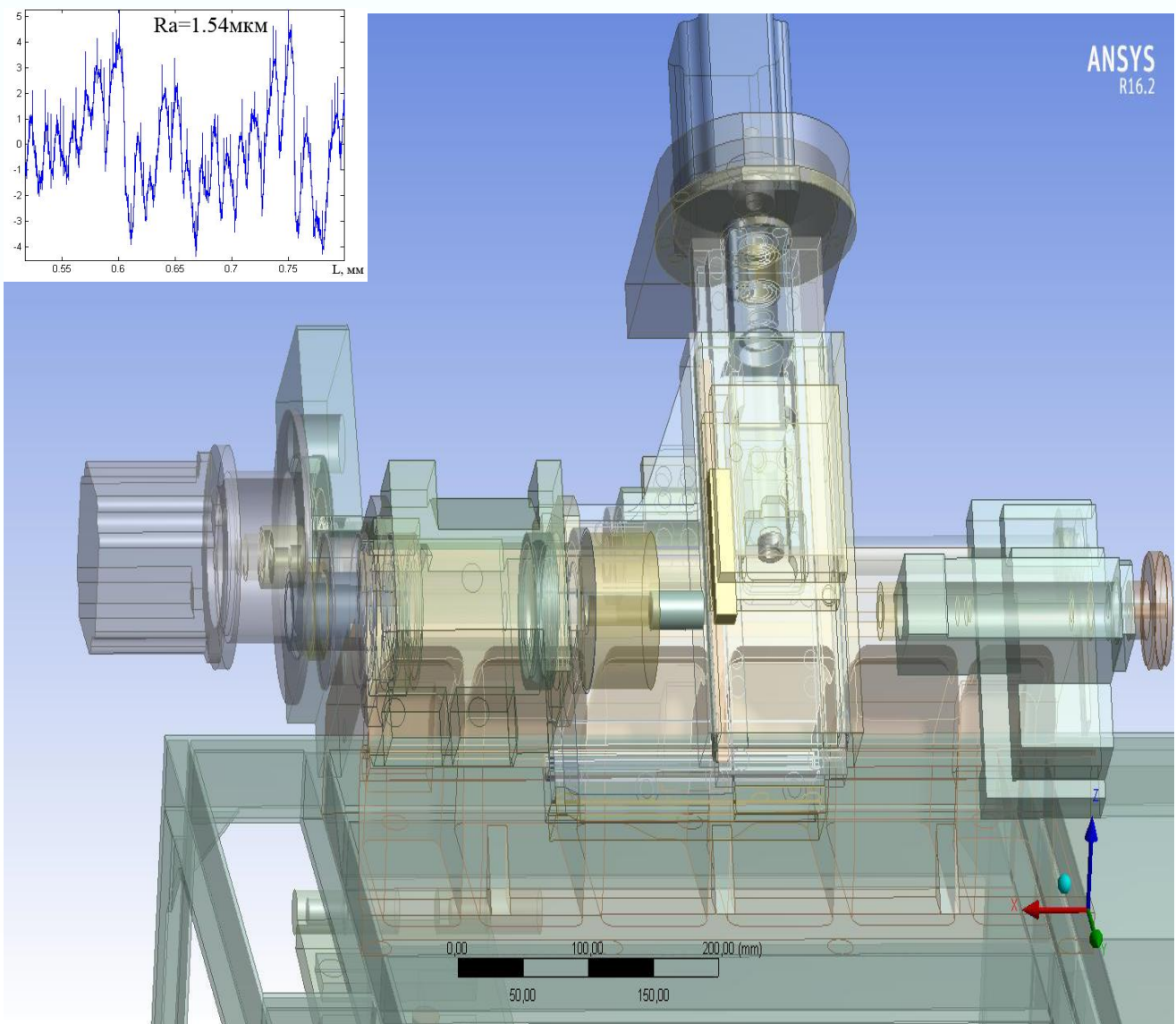




**ЗАЛОГА В. О., ШАПОВАЛ Ю. В.**

**МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ  
ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ  
ШЛЯХОМ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ  
ВИСОКОШВИДКІСНОГО ТОЧІННЯ  
З ВИСОКИМИ ЧАСТОТАМИ ОБЕРТАННЯ ШПИНДЕЛЯ**

**Монографія**



Міністерство освіти і науки України  
Сумський державний університет

**Залога В. О., Шаповал Ю. В.**

**МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ  
ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ  
ШЛЯХОМ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ  
ВИСОКОШВИДКІСНОГО ТОЧІННЯ  
З ВИСОКИМИ ЧАСТОТАМИ ОБЕРТАННЯ ШПИНДЕЛЯ**

**Монографія**

Рекомендовано вченою радою Сумського державного університету

Суми  
Сумський державний університет  
2024

Рецензенти:

*В. О. Федорович* – доктор технічних наук, професор, професор кафедри інтегрованих технологій машинобудування ім. М. Ф. Семка Національного технічного університету «ХПІ»;

*В. О. Іванов* – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри технології машинобудування, верстатів та інструментів Сумського державного університету

*Рекомендовано до видання  
вченою радою Сумського державного університету  
як монографія  
(протокол № 13 від 23 червня 2022 року)*

**Залога В. О.**

З-24      **Методологічні основи підвищення ефективності оброблення деталей шляхом керування динамікою процесу високошвидкісного точіння з високими частотами обертання шпинделя : монографія / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал. – Суми : Сумський державний університет, 2024. – 143 с.**

Питома вага деталей, поверхні обертання яких мають діаметри до 20 мм, у машино-, приладо-, авіабудуванні та інших галузях за рахунок зменшення розмірів агрегатів і механізмів весь час зростає. У монографії науково обґрунтовано, що потенційними резервами підвищення продуктивності під час точіння поверхонь деталей, які мають відносно малі розміри, є здатність сучасних інструментальних матеріалів (наприклад, твердих сплавів, зокрема зі зносостійкими покриттями, синтетичних надтвердих матеріалів на основі алмазу або кубічного нітриду бору тощо) різати з високими швидкостями, тобто під час токарного оброблення – з відносно високими частотами обертання шпинделів – 6 тис. об/хв і значно більшими. Водночас збільшення частот обертання шпинделів за токарного оброблення деталей дуже часто може призводити до втрати динамічної сталості деяких елементів обробної системи та погіршення відповідних показників якості оброблених поверхонь – зниження точності оброблення, погіршення шорсткості поверхні тощо. У роботі показано, що підвищення ефективності (продуктивності) токарного оброблення деталей із поверхнями, що мають малі діаметри (5–20 мм), можна забезпечити підвищенням частоти обертання заготовки із збереженням параметрів точності та шорсткості оброблення в межах вимог креслень за рахунок: суміщення вузла власних форм коливань із зоною оброблення; зменшення дисбалансу пруткової заготовки з використанням спеціального пристрою завантаження; динамічної зміни частоти обертання заготовки для зриву регенерації автоколивань; зміни частоти обертання деталі для віднагодження від «биття». Також розроблені практичні рекомендації з підвищення ефективності оброблення деталей із поверхнями діаметрами 5–20 мм на токарних верстатах за допомогою керування динамікою процесу.

Рекомендовано для здобувачів вищої освіти, які навчаються за напрямом підготовки «Інженерна механіка» та «Машинобудування», а також магістрів, аспірантів машинобудівних спеціальностей та інженерно-технічних працівників машинобудівних підприємств.

## ЗМІСТ

	С.
ВСТУП.....	6
РОЗДІЛ 1 СУЧАСНІ ПІДХОДИ ЩОДО ІНТЕСИФІКАЦІЇ ПРОЦЕСУ ТОКАРНОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ДІАМЕТРОМ 5–20 мм.....	9
1.1 Аналіз тенденцій практичної реалізації оброблення різанням у сучасному машинобудуванні.....	9
1.2 Застосування точіння з високими частотами обертання для деталей із поверхнями відносно малих діаметрів.....	12
1.3 Аналіз факторів, що лімітують збільшення паспортних частот обертання шпинделів металообробного обладнання за допомогою його модернізації.....	17
1.4 Регламентовані параметри якості обробленої поверхні за високошвидкісного точіння.....	26
1.5 Основні чинники забезпечення високої продуктивності механічного оброблення за умов сучасного виробництва.....	32
1.6 Моделювання динамічного стану металообробних технологічних систем.....	35
Висновки до розділу 1.....	41
РОЗДІЛ 2 МЕТОДИКИ ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОГО СТАНУ ЕЛЕМЕНТІВ ОБРОБНОЇ СИСТЕМИ В ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ ЗА ВИСОКОШВИДКІСНОГО ТОКАРНОГО ОБРОБЛЕННЯ.....	43
2.1 Загальна методика дослідження.....	43
2.2 Обладнання та устаткування експериментального дослідження.....	44
2.3 Вибір датчиків для вимірювання віброприскорень.....	51
2.4 Дослідження статичної жорсткості шпинделя токарно-гвинторізного верстата моделі 1700ВФ30 у складі експериментального стенда.....	53
2.5 Методика дослідження амплітудно-частотних характеристик верстата.....	57
2.6 Методика модуляції сигналу задання.....	60
2.7 Методика контролю якості обробленої поверхні.....	61
2.8 Вибір і обґрунтування оброблюваних та інструментальних матеріалів і різальних інструментів для проведення експериментів.....	64
2.7.1 Призначення умов оброблення алюмінієвого сплаву в процесі досліджень.....	66
2.7.2 Призначення умов оброблення загартованої сталі в процесі досліджень.....	67

Висновки до розділу 2.....	68
<b>РОЗДІЛ 3 ТЕОРЕТИЧНІ ЗАСАДИ ПРИГНІЧЕННЯ КОЛИВАНЬ ПІД ЧАС ТОЧІННЯ З ВИСОКОЧАСТОТНИМ ОБЕРТАННЯМ ШПИНДЕЛЯ.....</b>	<b>70</b>
3.1 Дослідження і керування зривом регенерації автоколивань за токарного оброблення.....	70
3.2 Моделювання резонансних явищ під час точіння та дослідження впливу власних частот і форм коливань на амплітуду коливання вершини різця.....	74
3.3 Граничні умови моделі верстата в програмному комплексі ANSYS.....	78
3.4 Результати експериментальних і теоретичних досліджень верстата та їх аналіз.....	81
3.5 Дослідження впливу власних частот і статичні деформації верстата на амплітуду коливання вершини різця.....	86
3.6 Дослідження зовнішнього впливу на відхилення траєкторії обертання шпинделя.....	90
3.7 Дослідження коливань технологічної системи за допомогою профілограм обробленої поверхні.....	91
Висновки до розділу 3.....	92
<b>РОЗДІЛ 4 ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИСОКОШВИДКІСНОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ДІАМЕТРАМИ ПОВЕРХОНЬ 5–20 мм ЗА ДОПОМОГОЮ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ.....</b>	<b>94</b>
4.1 Дослідження і керування зривом регенерації вторинних автоколивань під час точіння.....	94
4.2 Експериментальні дослідження амплітудно-частотних характеристик елементів обробної системи.....	103
4.3 Дослідження впливу частоти збуджувальної сили на амплітуду коливань інструменту (Frequency Response).....	109
4.4 Експериментальні дослідження впливу положення робочих органів верстата на амплітуду коливань різця.....	110
4.5 Аналіз динамічного стану технологічної системи за допомогою спектрального аналізу мікрогеометрії обробленої поверхні.....	111
Висновки до розділу 4.....	117
<b>РОЗДІЛ 5 РОЗРОБЛЕННЯ ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ ІЗ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ПОВЕРХНЯМИ ДІАМЕТРОМ 5–20 мм НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ ЗА ДОПОМОГОЮ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ.....</b>	<b>118</b>

5.1	Методологічні принципи розроблення технологічної інструкції (практичних рекомендацій) за динамічною зміною частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті.....	120
5.2	Технологічна інструкція (практичні рекомендації) щодо управління динамічною зміною частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті.....	121
5.2.1	Алгоритм дій робітника перед початком оброблення деталі (перед початком виконання робочого завдання).....	121
5.2.2	Алгоритм дій робітника під час виконання механічного оброблення з динамічним керуванням частотою обертання шпинделя...	123
5.2.3	Прийоми стабільної, безвідмовної роботи та обслуговування механічного та електричного обладнання.....	124
	Висновки до розділу 5.....	125
	ВИСНОВКИ.....	126
	СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	128
	ДОДАТОК А.....	137
	ДОДАТОК Б.....	140

## ВСТУП

У машино-, приладо-, авіабудуванні та інших галузях за рахунок зменшення розмірів агрегатів та механізмів постійно збільшується частка деталей, які являють собою тіла обертання розмірами до 20 мм (корпуси вимірювальних датчиків, короткі осі приладів і літальних апаратів, плунжери гідравлічних дозаторів і блоків живлення, наконечники струмознімачів зварювального обладнання, штифти тощо), технологія виготовлення яких вимагає токарного оброблення. Крім того, зростають вимоги до якості оброблених поверхонь цих деталей, що обумовлено необхідністю забезпечення відповідних експлуатаційних характеристик виробу, зокрема: міцності виробу за зменшення його габаритних розмірів, зносостійкості, протистояння втомним навантаженням, збільшенню контактної жорсткості, вібростійкості тощо. Необхідність забезпечення попиту ринку, який постійно змінюється, на деталі малого діаметра створює передумови для збільшення продуктивності процесу їх механічного оброблення. Підвищення продуктивності зрізання припуску під час токарного оброблення деталей, поверхні яких мають діаметри до 20 мм, у зв'язку з їх відносно малою жорсткістю можливе зазвичай за рахунок підвищення швидкості різання.

Технологія оброблення деталей із різних конструкційних матеріалів із відносно високими швидкостями різання під час токарного оброблення може забезпечити відповідно до вимог до них необхідну якість і у багатьох випадках виключити необхідність додаткового фінішного оброблення. Це стало можливим із розвитком інструментальних матеріалів для лезового оброблення, наприклад, твердих сплавів, зокрема зі зносостійкими покриттями, та синтетичних надтвердих матеріалів на основі алмазу або кубічного нітриду бору, які дозволяють виконувати механічне оброблення деталей, зокрема й з чорних металів, навіть загартованих (сталей, жаро- та високоміцних сплавів, надтвердих чавунів тощо) зі швидкостями різання 15–20 м/с, а з кольорових (алюмінієвих, мідних тощо) металів і сплавів зі швидкостями різання 25 м/с і вище. Таким чином, можна стверджувати, що потенційними резервами підвищення продуктивності під час точіння є здатність сучасних інструментальних матеріалів різати з високою швидкістю, а для деталей, які мають малі розміри (діаметри до 20 мм), з відносно високими частотами обертання шпинделів – 6 тисяч об/хв і значно більшими.

Аналіз засвідчує, що для збільшення швидкості оброблення (продуктивності оброблення) деталей малих діаметрів за рахунок підвищення частоти обертання шпинделя з метою одержання необхідної (заданої кресленням) точності й шорсткості оброблених поверхонь необхідно

забезпечувати синхронність працездатності різального інструменту з відповідним динамічним станом металообробного обладнання. Водночас вплив коливань обладнання на процес різання повинен бути мінімальним, а динамічні характеристики виконавчих органів повинні забезпечувати точну і синхронну роботу всієї обробної системи.

Сьогодні виробляють досить велику кількість сучасних металообробних верстатів і оброблювальних центрів, у яких максимальні частоти обертання шпинделів зазвичай у межах до 5–6 тис. об/хв (див. табл. 1.2). Водночас навіть за цих частот обертання заготовок, що мають відносно невеликі (до 20 мм) діаметри оброблюваних поверхонь як при обточуванні, так і при розточуванні одним із важливих питань у зв'язку з відносно великими частотами обертання шпинделів для практичної реалізації значень допустимих швидкостей різання в залежності від оброблюваних матеріалів є забезпечення сталого динамічного стану відповідних елементів обробної технологічної системи (складових верстатного обладнання, інструментів, оснащення) в процесі їхнього практичного використання таких як, наприклад: різців, шпиндельних вузлів, супортних систем, допоміжних пристроїв тощо.

Збільшення частот обертання шпинделів за чистового або напівчистового токарного оброблення деталей, які мають відносно малі розміри (діаметри) оброблюваних поверхонь (до 20 мм та менше), приведення швидкості різання до значень, рекомендованих виробниками сучасних інструментів (наприклад, твердосплавних різців під час оброблення традиційних сталей – 250–300 м/хв), що дуже часто у зв'язку з необхідними при цьому високими частотами обертання шпинделя (заготовки) може супроводжуватись втратою динамічної сталості деяких елементів технологічної обробної системи (ТОС) та погіршенням відповідних вихідних показників процесу оброблення (наприклад, зниженням стійкості інструменту, погіршенням якості обробленої поверхні (наприклад, точності та шорсткості) тощо). Це пов'язано з тим, що за високих частот обертання шпинделя значно збільшується дисбаланс системи «шпиндель – інструмент – пристрій – заготовка», у результаті цього досить часто сила дисбалансу може значно перевищувати силу різання та відповідно істотно впливати на динамічний стан усієї обробної системи і виникнення в ній надмірних вібрацій, що у зв'язку з цим дуже часто може супроводжуватися не лише більш інтенсивним зношуванням і руйнуванням різального інструменту, а й навіть аварійними ситуаціями, що виникають під час оброблення, наприклад, «виривом» заготовки. Такий стан ТОС є особливо небезпечним коли виготовлення деталей виконується з використанням автоматизованих верстатних систем (NC, CNC) та гнучких виробничих систем (багатофункціональних обробних центрів). Тому характерний для сучасності



ріст ступеня автоматизації виробничих процесів машинобудування, що обумовлюється вимогами виробництва і підвищенням якості виробів, викликає дедалі більший інтерес до керування динамікою процесів різання.

Таким чином, розроблення принципів керування динамікою процесу токарного оброблення (обточування або розточування) деталей з оброблюваними поверхнями діаметром до 20 мм із високими частотами обертання шпинделя є актуальним науково-технічним завданням, вирішення якого дозволить підвищити ефективність (продуктивність) оброблення деталей з такими розмірами оброблюваних поверхонь за одночасного забезпечення вимог креслення до їхньої якості і забезпечення при цьому економічно раціональної стійкості різальних інструментів.

Наукові результати одержано під час виконання науково-дослідної роботи «Виконання завдань перспективного плану розвитку наукового напрямку «Технічні науки» Сумського державного університету» (номер держреєстрації 0121U112684) у рамках договору № БФ/26-2021 між Сумським державним університетом і Міністерством освіти і науки України.

# РОЗДІЛ 1

## СУЧАСНІ ПІДХОДИ ЩОДО ІНТЕСИФІКАЦІЇ ПРОЦЕСУ ТОКАРНОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ДІАМЕТРОМ 5–20 мм

### 1.1 Аналіз тенденцій практичної реалізації оброблення різанням у сучасному машинобудуванні

Загальні тенденції в розвитку сучасного машинобудування пов'язані із: забезпеченням надійності машин; створенням конкурентоздатної продукції; використанням наукоємних технологій; використанням екологічно чистих технологічних процесів; підвищеними вимогами якісного виготовлення постійно ускладнюваних конструкцій виробів; необхідністю підвищення продуктивності праці в умовах багато номенклатурного, малолюдного та енергозберігаючого виробництва; ефективним використанням сучасних комп'ютеризованих інтегрованих технологій, що є сукупністю конструкторського, технологічного та організаційного забезпечення процесів проектування та виготовлення промислових вибрів; раціональним використанням матеріальних, трудових і вартісних ресурсів тощо.

Безперервне підвищення вимог до якості сучасних машин і агрегатів, їх довговічності та надійності викликає необхідність широкого застосування нових конструкційних матеріалів із заданою структурою та особливими властивостями: корозійною стійкістю, високими міцністю та твердістю, низькою теплопровідністю і теплостійкістю. Ці матеріали зазвичай характеризуються відносно низькими показниками оброблюваності різанням і специфічними особливостями процесів механічного оброблення.

На цей момент машинобудування зробило величезний стрибок у сфері оброблення матеріалів із використанням принципово нових інструментальних матеріалів, зокрема надтвердих, та різальних лез інструментів зі зносостійкими як одно-, так і багат шаровими покриттями, прогресивних конструкцій різальних інструментів з поліпшеною геометрією і підвищеною стійкістю, застосуванням різних способів комбінованого оброблення з внесенням додаткових потоків енергії (різання з випереджальним пластичним деформуванням, різання з додатковим нагріванням або з низькотемпературним охолодженням тощо) і нових кінематичних схем (високошвидкісне різання, різання з вібраціями, тангенціальне різання тощо). Однак на сьогодні хоч уже і є істотні досягнення в матеріалообробній галузі, все-таки ще не можна сказати, що проблеми виготовлення деталей машинобудівного призначення вирішені повністю. Динамічний розвиток економіки і конкурентна боротьба в умовах ринку вимагають постійного вдосконалення технологій виробництва з урахуванням високих характеристик, що ставляться до якості продукції і

швидкості виготовлення за обов'язкового зниження витрат енергії та відходів виробництва [1].

Одним з основних аспектів під час виготовлення деталей є якість продукції, яка 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, різального інструменту, стружки, а також технологічного (мастильно-охолоджувального) й оточуючого середовищ в контактних зонах механічного оброблення. Тому для випуску конкурентоспроможної продукції сучасні процеси виготовлення деталей машин повинні включати технологічні методи і прийоми, що забезпечують можливість спрямованого формування якості поверхневого шару. Під час виготовлення прецизійних деталей виникла необхідність розроблення нових технологічних методів і прийомів. Ці прийоми зазвичай ґрунтуються на концентрації фізичних принципів дії на об'єкт оброблення, що дуже часто можуть перешкоджати технологічній спадковості, змін, внесених у тепло навантажений поверхневий шар [2; 4; 5].

Теперішній час характеризується постійним розвитком і вдосконаленням різального інструменту. З кінця XIX і майже до середини XX століття процеси зняття стружки в металообробній промисловості значно розвивалися. Основним інструментальним матеріалом на той час були вуглецева, легована вуглецева та швидкорізальна (з'явилась лише на початку XX ст.) сталі, які мали відносно низьку зносостійкість і недостатню здатність протистояти значним тепловим навантаженням, що мають місце в процесі різання. Наприклад, під час різання різальна кромка інструменту, виготовлена з нелегованої інструментальної сталі У12 (з вмістом вуглецю 1,2 %) і загартована до твердості 61 HRC, могла протистояти температурам не більше ніж 200–250 °С, і допускати оброблення звичайних конструкційних сталей зі швидкостями різання лише до 10–15 м/хв. Дещо згодом (30-ті – 40-ві роки XX ст.) з'явилися тверді сплави та мінералокерамічні інструментальні матеріали, а в 60-х роках – інструменти на основі надтвердих штучних алмазів та кубічного нітриду бору [6; 7]. Кожен крок розвитку інструментального господарства, особливо з появою нових інструментальних матеріалів, кардинально змінював уявлення про процес різання загалом і його можливості. Наприклад, під час оброблення традиційних конструкційних сталей на сьогодні допустимі швидкості різання зросли до 500 м/хв і більше.

На сьогодні найбільші виробники різального інструменту підвищують продуктивність оброблення за рахунок поліпшення як інструментального матеріалу, так і конструктивних та геометричних параметрів лез різальних

інструментів, наприклад, змінних непереточуваних пластин, а також і розроблення нових інструментальних матеріалів за активного використання покриттів [7], що дуже часто супроводжується значним підвищенням продуктивності праці в обробній галузі, зокрема за рахунок збільшення допустимої швидкості різання (табл. 1.1).

*Таблиця 1.1* – Рекомендовані швидкості різання для сучасних твердих сплавів під час оброблення конструкційних сталей

<b>Оброблювальний матеріал</b>	<b>Інструментальний матеріал</b>	<b>Рекомендована (допустима) швидкість різання, м/хв</b>
Група P10	Sandvik Coromant CT5005	420–730
	Sandvik Coromant GC4235	180–425
	Korloy NC3030	400
	Taegu Tec CT3000	100–450
	Seco Tools TP1500	655–1 115
	Seco Tools CP500	240–405
Група N10	Sandvik Coromant CD10	500–2000
	TaeguTec KP500	600
	Seco Tools KX	280–575

Наприклад, компанією Sandvik Coromant активно впроваджується новий сплав GC4325. Його основною перевагою є поєднання здатності працювати на підвищених режимах різання з одночасним гарантованим збільшенням стійкості інструменту. У процесі його розроблення використані передові сучасні досягнення в області виготовлення твердих сплавів із заданою структурою, а також в області нанесення зносостійких покриттів. Останнім часом провідні виробники інструменту, наприклад, Sandvik Coromant, Secotool, Iscar й інші рекомендують під час точіння конструкційних сталей швидкості різання понад 500 м/хв. Також на сьогодні є вимога в обробній галузі використовувати механічне оброблення різанням без застосування мастильно-охолоджувальних рідин (МОР), що вимагає активних досліджень процесу різання з метою пошуку оптимальних режимів оброблення, зважаючи як на стійкість різального інструменту та собівартість виготовлення продукції, так і на якість обробленої поверхні, яка в першому приближенні оцінюється точністю й шорсткістю оброблених поверхонь та їх взаємного розміщення.

Раніше використовувалися технології поопераційного оброблення на різному устаткуванні: токарне, фрезерне, шліфувальне оброблення та ін. Щоб збільшити швидкість оброблення деталей, необхідно було проявляти більше винахідливості, зважаючи на конструкції обладнання. Сьогодні це застосування багатофункціональних верстатів, які допомагають їх власникам залишатися конкурентоспроможними. Наприклад, це може відноситися до токарних

верстатів із ЧПК з додатковими шпинделями для оброблення заготовки з протилежного боку. Ця функціональна можливість дозволяє обробляти обидва боки деталі на одному токарному верстаті з однієї установки замість двох. Потім виробники почали виробляти верстати з двома протилежними шпинделями та з двома револьверними головками з функціями свердління та фрезерування. Часто в револьверних головках може бути 12 позицій, шість із яких можуть виконувати фрезерування або свердління з потужністю приблизно 2–3 кВт. Важливо, що з виникненням нових інструментальних матеріалів, які дозволяють працювати на більш високих швидкостях оброблення, з'являються і верстати, що дозволяють працювати з частотами обертання шпинделя 5 000 об/хв і більше [7], в результаті цього час виробничого циклу може зменшуватися на 50 % і більше, водночас підвищивши якість оброблених поверхонь. Сучасні зміни в конструкціях верстатного обладнання надають можливість цілком виготовити деталь на одному верстаті. До таких верстатів можна насамперед віднести багатоцільові верстати, які отримали назву «обробні центри». Їх конфігурація верстата з двома шпинделями і двома револьверними головками, яка отримала популярність, оскільки вона дозволила істотно збільшити обсяг виробництва, знизити його вартість і підвищити якість виробів. Можливість виконання різних технологічних операцій реалізується додатковими операціями свердління, фрезерування, нарізання різі тощо, оскільки після токарної операції цього зазвичай вимагають до 80 % всіх деталей.

Багатофункціональність має багато переваг, ураховуючи скорочення часу процесу або часу циклу, що витрачається на виробництво деталі від початку до кінця. Швидко й гнучке переоснащення верстата і налагодження його для оброблення нових деталей досягається за рахунок оптимізації робочого простору, що забезпечує вільне переміщення всіх робочих органів, доступність для налагодки і простоту обслуговування.

Необхідно відмітити, що як у разі ручної заміни заготовок та інструментів, так і за автоматизації цих функцій мається достатньо вільний простір для маніпулювання (насамперед базування і закріплення) і гарантованого очищення від забруднення усіх елементів обробної системи [8; 9].

## **1.2 Застосування точіння з високими частотами обертання для деталей із поверхнями відносно малих діаметрів**

Переважають більшість сучасних токарних верстатів і обробних центрів на сьогодні виробляють провідні виробники металорізального обладнання – Haas, Okuma, DMG, Mori Seiki, Gildemeister [8; 9; 10]. Однак, на жаль, найбільша

кількість із них має частоти обертання шпинделів, а відповідно і оброблюваних поверхонь, лише до 6 000 об/хв (табл. 1.2).

Таблиця 1.2 – Технічні характеристики сучасних токарних верстатів

Назва верстата	Потужність головного привода, кВт	Максимальна швидкість обертання шпинделя, об/хв	Максимальний діаметр оброблюваної деталі, мм
Haas OL-1	5,6	6 000	125
Haas ST-10	11,2	6 000	400
Okuma MULTUS B200II	7,5	6 000	600
Okuma MULTUS B200II	11	5 000	630
DMG Nef400	8	4 500	350
DMG Nef600	28	3 500	600
Mori Seiki NLX 2500/750	15	3 500	360

Це призводить до того, що, наприклад, за токарного оброблення, наприклад, деталей діаметром до 10 мм швидкість різання може бути не більше ніж 190 м/хв, у той час як навіть тверді сплави на сьогодні у своїй більшості, особливо зі зносостійкими покриттями, дозволяють виконувати механічне оброблення деталей із конструкційних сталей зі швидкостями різання понад 500 м/хв (див. табл. 1.1).

На жаль, виробники саме токарних верстатів залишають частоти обертання шпинделів відносно низькими, у той час як для інших груп верстатів вже добре розроблені конструктивні елементи шпиндельних вузлів й приводів, що дозволяють обертатися з частотами понад 10 000 об/хв. Наприклад, частота обертання шпинделя сучасного фрезерного верстата може перевищувати 25 000 об/хв. Водночас оброблення деталей ведеться різальними інструментами, оснащеними тими самими за якістю інструментальними матеріалами, що і під час точіння.

Можна припустити, що використання в токарних верстатах відносно малих частот обертання шпинделів (на відміну від процесів фрезерування, свердління тощо) більше пов'язано з безпекою під час роботи на токарному обладнанні і більш імовірним розбалансуванням обертових елементів верстата та самої заготовки на підвищених частотах. Адже дисбаланс закріплених на шпинделі заготовки або пруткового матеріалу (на відміну від інструменту – фрези, свердла тощо) можуть спричинити відносно великий і навіть недопустимий рівень вібрацій (зокрема й за рахунок можливого резонансу), що може мати підвищену небезпеку для оператора, а також призводити до більш інтенсивного зношування інструментів та деталей обробного обладнання, а також руйнування його відповідних частин.

Для якісного збільшення швидкості обточування деталей з обробними поверхнями малих діаметрів необхідно забезпечувати: синхронну працездатність різального інструменту і металообробного обладнання за заданих швидкостей різання; мінімальний вплив власних коливань елементів верстатного обладнання на процес різання; відповідні динамічні характеристики тих виконавчих органів, які повинні забезпечувати точну і синхронну роботу обробної системи.

Під час точіння поверхонь деталей, що мають діаметри менше ніж 20 мм, для більшості сучасних токарних верстатів із частотами обертання шпинделів 5 000–6 000 об/хв максимально досяжна швидкість різання орієнтовно становить не більше ніж 400 м/хв (рис. 1.1).

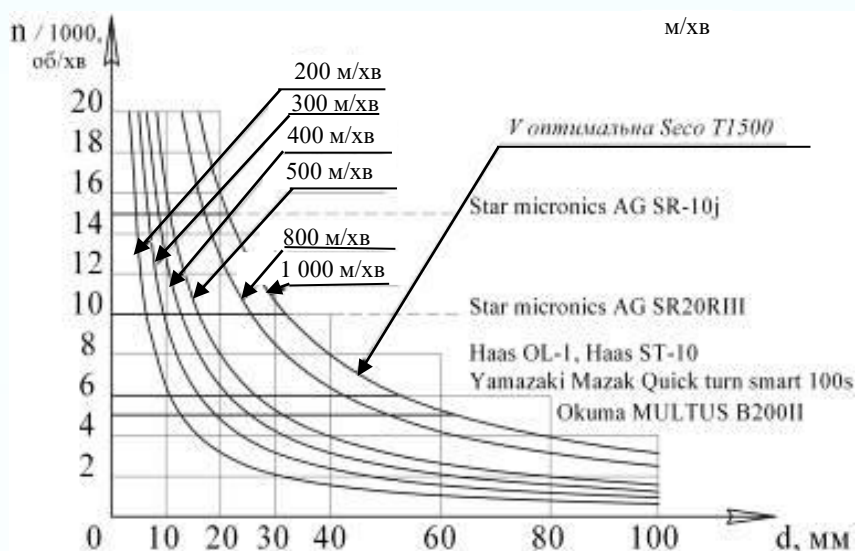


Рисунок 1.1 – Залежність швидкості різання від частоти обертання шпинделя і діаметра оброблюваної поверхні

Продуктивність оброблення, яку під час точіння можна оцінити величиною швидкості подачі  $V_s$ , яку в технічній літературі часто називають хвилинною подачею  $S_{хв}$ , значно знижується зі збільшенням діаметра (рис. 1.2). Якщо прийняти подачу на оберт  $S_o$  постійною за умови забезпечення необхідної

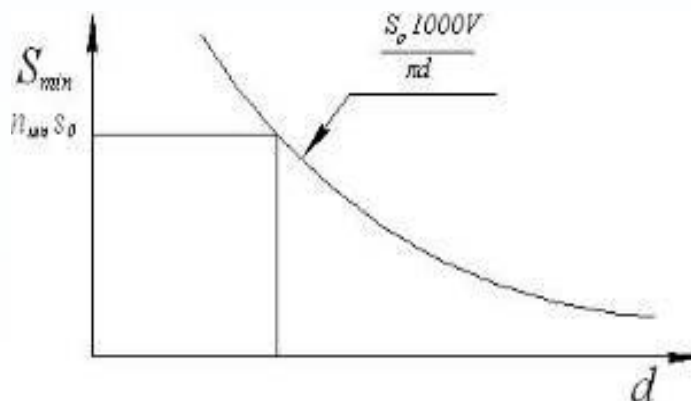


Рисунок 1.2 – Вплив діаметра деталі на продуктивність оброблення

точності деталі відповідно з її жорсткістю, для кожного верстата є граничне значення продуктивності, пов'язане з максимально допустимими для даного діаметра обробленої поверхні (діаметра деталі)  $d$  обертами шпинделя.

Продуктивність оброблення, якщо не враховувати допоміжного часу, значно залежить також від хвилинної подачі  $S_{xв}$ , тобто швидкості руху подачі  $V_s$ , де  $V_s = S_{xв} = n \cdot S_o$  (мм/хв). Якщо подача на оберт має деяке максимальне з погляду забезпечення необхідної точності критично допустиме значення  $S_{o\ max}$ , то продуктивність також значною мірою буде залежати від частоти обертання заготовки  $n$ , тобто величини  $V_s = n \cdot S_{o\ max}$ , де  $S_o = S_{o\ max} = \text{const}$  (див. рис. 1.1 та 1.2).

Відомо, що під час оброблення деталей із конструкційних сталей твердосплавним інструментом із відносно малими швидкостями різання дуже часто відбувається крихке руйнування (сколювання, викришування) різальної кромки [3; 6]. Таке саме явище спостерігається під час відрізання, коли різальна кромка сколюється в разі досягнення центра деталі. Сучасний інструмент має зону режимів різання, за яких його стійкість буде оптимальною [7; 11]. Таким чином, вихід за межі режимів у бік зменшення швидкості різання зазвичай супроводжується зменшенням стійкості твердосплавного інструменту через руйнування різальної кромки (рис. 1.3 а).

Збільшення швидкості різання з метою підвищення продуктивності оброблення призводить до інтенсифікації майже всіх механізмів зношування різального інструменту (абразивного, термовтомного, окисного тощо [3]) інструментального матеріалу, що також може супроводжуватися істотним зменшенням стійкості інструменту (рис. 1.3 б). Для ефективного перенесення вартості інструменту на оброблену деталь із поверхнями малого діаметра необхідно узгоджувати вимоги до оптимальних режимів різання для кожного з інструментальних матеріалів із технологічними можливостями верстата коригуванням, у разі необхідності – саме швидкості різання.

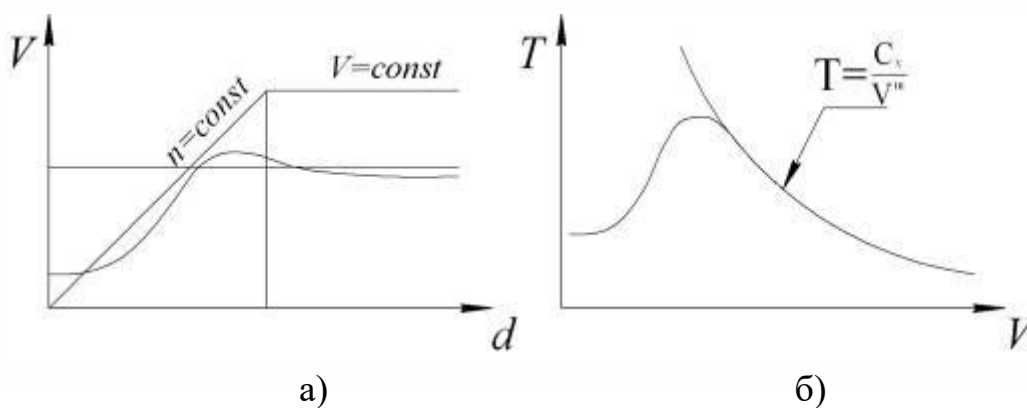


Рисунок 1.3 – Стійкість інструменту залежно від швидкості різання [3]



Водночас необхідно мати на увазі, що збільшення швидкостей оброблення різанням за допомогою збільшення частот обертання заготовок є одним із найскладніших завдань у зв'язку з необхідністю врахування вібрацій (коливань), які можуть виникати в обробній системі «верстат – пристосування – інструмент – заготовка», що дуже часто супроводжують процес збільшення частот обертання шпиндельного вузла. Багато вчених – В. О. Кудінов [12], J. Plusty [13], I. Г. Жарков [14], М. Є. Ельясберг [15], С. С. Кедров [16], М. І. Ташлицький [17], S. Doi & S. Kato [18], М. Esser [19], Ю. М. Внуков [20] та багато інших – провели низку досліджень щодо вивчення ступеня впливу коливань під час різання матеріалів на вихідні показники процесу оброблення: стійкість інструменту, якість обробленої поверхні, собівартість продукції тощо. У дослідженнях науковців, зокрема проф. Ю. М. Внукова [20–22 та ін.], присвячених обробленню відносно нежорстких (маложорстких) деталей, існує ризик виникнення нестабільних умов оброблення, що може бути обумовлено відносно низькою вібростійкістю оброблюваної деталі з маложорсткими елементами (наприклад, за токарного оброблення поверхонь деталей, що мають малі діаметри, або за фрезерування тонкостінних елементів деталей) і високими амплітудами її коливань. У низці досліджень проф. Ю. М. Внуковим запропоновані експериментальні та розрахункові методики визначення та діагностики коливань під час фрезерування тонкостінних деталей. Наприклад, у процесі досліджень, що реалізовувалися на спеціальному стенді із закріпленням нежорсткої тонкостінної деталі [21], контролювалися вібропереміщення деталі під час циклічного силового навантаження за допомогою обертового кулачка, що імітує переривчастий процес фрезерування. Це дозволило встановити параметри відхилення деталі під час оброблення в пружній схемі тонкостінної деталі з різними статичними і динамічними характеристиками, тобто вимірювати амплітуди змушених коливань залежно від частоти обертання кулачка. Під час досліджень було розглянуто вплив швидкості обертання кулачка в діапазоні від 56 об/хв до 1 800 об/хв на збільшення відхилення пружного елемента та відзначено хвилеподібне зростання даного параметра, яке дозволило встановити, що зі збільшенням частоти обертання більше ніж 1 000 об/хв спостерігається зменшення величини відхилення деталі в процесі оброблення, тобто зі збільшенням частоти змушених коливань їхня амплітуда зменшується. Також у результаті проведених експериментів було встановлено позитивний ефект використання спеціальних технологічних середовищ і зменшення вильоту пружного елемента для підвищення його вібростійкості. На основі експериментальних даних були одержані розрахункові математичні моделі закону руху тонкостінної пластини при впливі на неї обертовим кулачком з урахуванням статичних і динамічних характеристик технологічної

системи, геометричних параметрів і частоти обертання кулачка [21]. У подальшому на основі експериментальних даних були одержані закономірності видалення припуску, формування точності та шорсткості обробленої поверхні при фрезеруванні тонкостінних деталей кінцевими фрезами з урахуванням пружного відтискання нежорстких тонкостінних деталей, що обумовлює появу не лише змушених коливань, а й так званих автоколивань. Було встановлено, що ефективність видалення припуску за зустрічного фрезерування значно вища, ніж за попутного, і зі збільшенням швидкості обертання шпинделя до  $n = 1\ 800$  об/хв досягає більше ніж 90 % від теоретичної продуктивності. Водночас за попутного фрезерування в аналогічних умовах ефективність зняття припуску досягає 54 %, тобто є майже вдвічі меншою. Було виявлено, що зміна параметрів відхилення від прямолінійності й параметра шорсткості  $Ra$  обробленої поверхні насамперед пов'язана з появою регенеративних коливань (автоколивань), причому швидкісні зони їх виникнення для зустрічного і попутного фрезерування різні. Так, за зустрічного фрезерування автоколивання виникають у діапазоні від  $n = 560$  об/хв до  $n = 1\ 120$  об/хв, а за попутного – від  $n = 710$  об/хв до  $n = 1\ 400$  об/хв. Таким чином, зі збільшенням швидкості різання показники якості для зустрічного фрезерування поліпшуються і стають значно вищими, ніж для попутного. Відхилення форми заданого профілю для зустрічного фрезерування є значно меншим, ніж для попутного, і це насамперед визначається більшою ефективністю видалення припуску за зустрічного фрезерування [22; 21].

Наведений приклад демонструє, що на вихідні показники процесу механічного оброблення дуже істотно можуть впливати як жорсткість елементів обробної системи, так і рівні змушених і регенеративних коливань, що виникають у процесі різання, і які істотно залежать від величин швидкостей різання.

### **1.3 Аналіз факторів, що лімітують збільшення паспортних частот обертання шпинделів металообробного обладнання за допомогою його модернізації**

Аналіз механічних обертових систем свідчить про те, що істотним обмеженням робочих частот обертання їх основних елементів є їхній динамічний стан, який може визначати, зокрема, всі ті параметри деталей і механізмів (вузлів) машини, від яких залежить її працездатність. Наприклад, встановлено [23; 24; 25], що найістотнішим, фундаментальним обмеженням збільшення частоти обертання ротора компресора є міцність матеріалу, з якого він виготовлений. На сьогодні науково обґрунтованою теоретичною межею для жорсткості матеріалів роторів є 100 кН/мм. Хоча практичні значення є

приблизно на 10–20 % нижчими, що обумовлено статистичним характером розподілу механічних властивостей матеріалів, з якого виготовлено ротор. Найбільша допустима межа частоти коливань роторів малих діаметрів визначена на рівні 50 кГц.

Аналогічна ситуація має місце й за механічного оброблення різанням. Під час точіння деталей із поверхнями, що мають відносно малі діаметри, швидкість знімання припуску значно більшою мірою залежить від швидкості різання, ніж від подачі і глибини різання [6]. Це пов'язано насамперед із низькою жорсткістю деталей. За значного збільшення частоти обертання заготовки низка процесів, що відбуваються у верстатній системі в процесі оброблення, таких як дисбаланс обертових частин, биття шпинделя, уривчастість передавання обертання в кінематичних ланцюгах, впливають на динамічний стан елементів обробної системи і, як наслідок, на якість механічного оброблення [6; 12].

Крім фізичних обмежувальних факторів збільшення частоти обертання деталі, можна виділити і технологічні фактори. Зокрема, під час дослідження зношення інструменту і його впливу на шорсткість обробленої поверхні за високошвидкісного точіння мінералокерамічними пластинами, було виявлено, що зношення інструменту переважно залежить від швидкості різання і збільшується з її підвищенням. Установлено, що висока швидкість різання і нижчі значення подачі забезпечують відносно більш низьку шорсткість обробленої поверхні [26; 27; 28; 29; 30].

Підтверджено, що раціональне поєднання високих частот обертання для мінералокерамічних інструментів за чистового й тонкого точіння аустенітних сталей та сірого чавуну, забезпечувало низьку шорсткість обробленої поверхні завдяки поєднанню малої глибини різання та високої швидкості різання. Водночас використання мінералокераміки для чорнового точіння, що характеризується відносно великими глибинами різання, оброблення з високою швидкістю різання є нераціональною у зв'язку з непрогнозованим катастрофічним руйнуванням різальної кромки [31; 32]. У процесі багатьох досліджень було виявлено, що найбільш значущим фактором під час формування низької шорсткості обробленої поверхні за високошвидкісного точіння сталі AISI 8620 мінералокерамічним різальним інструментом є не швидкість різання, а подача та глибина різання, оскільки саме ці фактори обумовлюють стійкість такого інструменту та його протидію таким параметрам зношення, як формування площадки зношення по задній поверхні та лунки зношення на передній поверхні. Аналіз одержаних результатів цих досліджень показав, що збільшення подачі та глибини різання з метою підвищення продуктивності процесу механічного оброблення та зниження основного часу є

не завжди виправданим у зв'язку з інтенсивним одночасним зростанням площадки зношення на задній поверхні та формуванням лунки зношення на передній, що призводять до катастрофічного руйнування різальної кромки (формування сколів та викришувань), і перенесення вартості різальної пластини, яка в цьому випадку виходить із ладу, на оброблену деталь є неоптимальним. Крім того, необхідно мати на увазі те, що збільшення допоміжного часу на заміну зношеної пластини значно поглинає істотну частину ефекту від скорочення основного часу, досягнутого за збільшення цих параметрів режиму різання [33].

Експериментальними дослідженнями чистового точіння високоміцного чавуна з графітом кулястої форми зі швидкостями різання в діапазоні 364–685 м/хв різальними пластинами з металокераміки встановлено, що їх стійкість становить 1,5 хв [34]. Однією з основних причин такої швидкої відмови різального інструменту в цьому разі було визнано появу його вібрацій внаслідок збільшення сил тертя у зв'язку з інтенсивним формуванням площадки зношення на задній поверхні різальної пластини.

Дослідження технологічних обмежень на шорсткість обробленої поверхні за токарного оброблення середньо вуглецевих сталей було реалізовано в діапазоні режимів різання за швидкостей різання 256–342 м/хв, подач 0,1–0,3 мм/об і глибин різання від 0,5 мм до 1,5 мм [35; 36; 37; 38]. Методами регресійного аналізу встановлено, що найбільш значущими факторами, які впливають на шорсткість обробленої поверхні, є подача та глибина різання. Аналіз експериментальних даних дозволив виявити тенденцію до збільшення шорсткості зі зростанням подачі та глибини різання. Водночас зростання швидкості різання в цьому разі не призводить до істотної зміни висот мікронерівностей обробленої поверхні. Установлено, що оптимальними режимами різання для забезпечення шорсткості  $R_a$  0,48 мкм є: швидкість різання – 300 м/хв, подача – 0,1 мм/об, глибина різання – 0,5 мм.

На противагу вже описаним дослідженням, присвяченим вивченню впливу технологічних факторів, прийнятих як обмежувальні, для застосування високошвидкісного точіння існують і такі, що сфокусовані на дослідженнях впливу на якість обробленої поверхні за високошвидкісного точіння геометричних параметрів різального інструменту. Зокрема, було встановлено [39], що збільшення глибини різання практично не призводить до погіршення шорсткості обробленої поверхні та глибини дефектного шару в той час, як на них істотно впливають геометричні параметри леза інструменту – передній кут  $\gamma$ , радіус округлення різальної кромки  $\rho$ , радіус вершини  $r_v$ , кут біля вершини  $\epsilon$ , головний та допоміжний кути у плані  $\phi$  й  $\phi_1$ .

Дослідженнями впливу переднього кута на силові характеристики процесу високошвидкісного точіння встановлено, що збільшення переднього кута  $\gamma$  призводить до зменшення тангенціальної складової сили різання  $P_z$ , а його зменшення супроводжується її зростанням [28]. Ці результати були підтверджені експериментальними дослідженнями під час точіння сталі AISI 1040, оскільки довели, що зменшення переднього кута і приближення його до нульових чи від'ємних значень із метою підвищення міцності різального клина призводить до збільшення сил різання і відповідно до погіршення мікрорельєфу обробленої поверхні та зростання шорсткості у зв'язку з погіршенням динамічного стану обробної системи [29]. Саме ця обставина змушувала виробників для забезпечення задовільного динамічного стану системи з метою досягнення вимог креслення щодо якості оброблених поверхонь зменшувати (у деяких випадках істотно) подачу або глибину різання, тобто зменшувати продуктивність праці замість того, щоб її підвищувати за рахунок збільшення швидкості різання.

Описані дослідження хоча і зробили свій внесок у поглиблення розуміння процесу високошвидкісного точіння та впливу елементів режимів різання й геометрії леза різального інструменту на показники якості обробленої поверхні, але в своїй більшості вони мали лише інформативний характер та фіксували основні тенденції у цих напрямках, але, на жаль, не розкривали природу тих динамічних процесів механічного оброблення, що спричиняють спостережувані ефекти зміни (погіршення чи покращання) стану поверхневого шару обробленої поверхні. У зв'язку з цим одержані результати описаних теоретичних та експериментальних досліджень на той час ще не давали можливості отримувати той потенційно високий ефект, який можна було мати за практичної реалізації високошвидкісного різання, що значно впливало на розвиток як інструментального виробництва, так і верстатобудування.

На сьогодні вже істотною мірою теоретично доведено та підтверджено експериментально, що під час використання технології високошвидкісного точіння може бути досягнуто: створення сталих технологічних процесів, збільшення продуктивності праці, підвищення якості оброблених поверхонь, зниження технологічної собівартості. Але для досягнення описаних вище цілей і вирішення сформульованих завдань недостатньо виконувати теоретичні й експериментальні дослідження для цього виду оброблення, керуючись лише кібернетичною моделлю дослідження, яка дозволяє встановлювати закономірності впливу тих чи інших факторів у випадково вибраному, зазвичай суб'єктивно обмеженому, діапазоні їх рівнів. Набагато більш інформативним для одержання більш змістовної інформації про можливості керування високошвидкісним точінням є поглиблене використання теоретичних основ

фізики процесу. Одними з найважливіших аспектів у цьому сенсі під час вивчення фізики процесу різання за високошвидкісного точіння є дослідження вібраційних явищ (несталості процесу оброблення), що виникають під час оброблення заготовок (деталей) із різних конструкційних матеріалів на відповідних (вибраних) обробних верстатах (центрах). Установлено, що важливим чинником, який істотно обумовлює рівень вібрацій та їх вплив на вихідні показники високошвидкісного точіння, є коливання, що виникають як в технологічній системі загалом, так і в тих чи інших його окремих вузлах зокрема. Наприклад, експериментальними дослідженнями [40; 41; 42; 43; 44] високошвидкісного точіння деталей з алюмінієвого сплаву Al 6063, на обробному токарному центрі CNC Galaxy-MIDAS-0 різцями з пластинами CCGT-09T30FL в діапазонах швидкостей різання 150–250 м/хв, подач 0,1–0,3 мм/об та глибин різання 0,5–1 мм встановлено істотний вплив на шорсткість обробленої поверхні вібрацій підшипникового вузла шпинделя головного руху. Водночас установлено, що найбільші значення параметрів шорсткості поверхні, що утворюється в процесі різання, мають місце в тих випадках, коли в системі виникають резонансні явища, які істотно пов'язані із співвідношенням сил різання та жорсткостей елементів тієї чи іншої складової (інструменту, вузла) обробної системи, що виникають у процесі оброблення, зокрема й оброблюваної деталі. З метою визначення (вивчення) оптимальних умов проходження коливальних процесів у технологічній системі та виявлення умов різання, що супроводжуються виникненням резонансних явищ, за яких не забезпечується виконання вимог креслення за цим параметром, було залучено модельний аналіз елементів шпиндельного вузла, зокрема шпинделя, за допомогою ударного молотка, в результаті цього було визначено частоту його власних коливань на рівні 600 Гц. Ця додатково одержана інформація про такий елемент обробної системи, як шпиндель, дозволила встановлювати значення параметрів режиму різання, за яких можуть мати місце випадки виникнення резонансних явищ у вищезазначеному процесі механічного оброблення та призначати оптимальні умови (значення параметрів режиму різання), які гарантовано забезпечують виконання вимог креслення оброблюваної деталі за параметрами шорсткостей її поверхонь, що утворюються під час оброблення на відповідній операції.

Таким чином, вивчення (визначення) умов, за яких з'являється несталість процесу різання в реально вибраній обробній системі, що може виникати у зв'язку з відносно великими результуючими силами різання, які спричиняють незадовільну якість обробленої поверхні або зниження продуктивності процесу механічного оброблення, є актуальною інженерно-технічною проблемою. Водночас, хоч поява слідів вібрацій на обробленій поверхні більш характерна

для процесів фрезерування, це може стати обмежувальним чинником у зв'язку з недостатньою жорсткістю тих чи інших елементів технологічної системи, наприклад, оброблюваної деталі або різального інструменту в багатьох видах точіння, зокрема чистового, тонкого, особливо високошвидкісного, для яких характерні відносно малі значення сил різання.

На сьогодні вже добре відомі аналітичні методи прогнозування стійкості різального інструменту за вільного ортогонального різання. Водночас на цей час, на жаль, має місце відносно мала кількість спроб моделювання з урахуванням динамічних явищ, що супроводжують процес різання, навіть за цього відносно простого процесу механічного оброблення, та визначення їхнього впливу на геометричні характеристики різального інструменту, необхідні під час його проектування, що можуть забезпечувати з точки зору, наприклад, призначеної кресленням деталі шорсткості обробленої поверхні та сталій характер (стабільність) процесу різання. Одними з перших механіку нестабільності процесу різання під час точіння подали вчені J. Tlusty і S. Tobias у своїх працях, відповідно [45] та [46]. Вони експериментально встановили, що у зв'язку з динамічними коливаннями сили різання виникає нестабільна товщина стружки, в результаті чого зростають амплітуди коливань різального інструменту, спричиняючи ефект виникнення так званих регенеративних коливань; а також, що глибина різання є найбільш значущим фактором у забезпеченні стабільності (сталості) процесу різання у зв'язку з її найбільшим впливом із параметрів режиму різання на силу різання. J. Tlusty [45] аналітично довів, що глибина різання перевищує межу сталості процесу стружкоутворення, що призводить до зростання динамічних змін сил різання технологічної системи, спричиняючи нестабільність формоутворення, яке супроводжується появою слідів вібрацій на обробленій поверхні. Він запропонував вид ортогональної моделі стабільності процесу різання, в якій було використано орієнтовану модель розподілу сили різання і сили структурної динаміки в одному напрямку, тобто в напрямку формування товщини стружки, що дозволило звести динамічну задачу до одновимірної. Необхідно відмітити, що на момент проведення ним досліджень таке припущення було справедливим. Водночас у сучасних умовах (на сьогодні) конструктивні та геометричні параметри елементів різальних інструментів (корпуси (державки), різальні пластини, елементи їх закріплення тощо) мають набагато складніші форми, в результаті чого ця модель уже не завжди є задовільною, оскільки її використання під час проектування технологічного процесу оброблення дуже часто супроводжується помилковим прогнозом динамічного стану елементів системи. Пізніше С. Rao й Y. Shin [47] запропонували аналітичну модель із використанням багатовекторного підходу

для моделювання стабільності процесу різання під час точіння за допомогою обчислення динамічної зони процесу утворення стружки через взаємозв'язок із коливаннями технологічної системи як у напрямку зони стружкоутворення, так і в протилежному до неї напрямку. В. Clancy й Y. Shin [48] для вищезгаданого дослідження в процесі моделювання додали до запропонованої в [47] аналітичної моделі процедуру врахування впливу зношування різальної частини (різального клину) та демпфірування різального інструменту на вихідні показники процесу оброблення (сили і температури різання, параметри якості оброблених деталей, параметри сталості процесів оброблення тощо), що зробило процес моделювання хоча й складнішим значно точнішим з погляду одержання кінцевого результату для практичного використання. Пізніше багато вчених продовжили пошуки аналітичних моделей різних процесів механічного оброблення різанням із метою ефективного використання за оптимізації та прогнозування їхніх вихідних показників. Наприклад, F. Atabey et al. [49] і V. Lazoglu et al. [50] запропонували аналітичні моделі прогнозування осьової сили свердління з використанням розв'язків тимчасової області для прогнозування мікрогеометрії обробленої поверхні. O. Ozdoganlar і W. Endres [51] розробили аналітичну модель утворення стружки для фасонного інструменту, яка враховувала вплив на вихідні показники процесу фасонного точіння глибини різання та подачі.

У дослідженнях E. Ozlu та E. Budak [52] запропоновано аналітичну модель стабільності (сталості) процесу різання під час точіння, яка враховує вплив на основні вихідні показники процесу оброблення кута різання  $\delta$ , радіусу біля вершини  $r_b$ , параметрів жорсткості оброблюваної заготовки та різального інструменту. Запропонована модель, яка була експериментально перевірена, дозволила теоретично дослідити вплив вище перелічених обмежувальних факторів на стабільність процесу точіння в діапазоні частот обертання шпинделя від 1 000 об/хв до 2 000 об/хв вуглецевої сталі AISI 1040 різцем із твердосплавною пластинкою, з переднім кутом  $5^\circ$ , головним кутом  $10^\circ$ , кутом нахилу головної різальної кромки  $5^\circ$  та змінюваним у межах від 0,4 мм до 1,2 мм радіусом біля вершини  $r_b$ . У результаті було встановлено найбільшу частоту резонансних коливань різця – 1 000 Гц, за частоти обертання шпинделя 2 000 об/хв.

Таким чином, підсумки аналізу блоку досліджень, що стосуються аналітичного вивчення впливу різних обмежувальних факторів на зміну частот обертання шпинделя, можна зробити висновок, що найбільш значущим аргументом за обмеження паспортних частот обертання шпинделя є збурення резонансних частот під час коливань, зазвичай інструменту або заготовки (оброблюваної деталі) за недостатньої їхньої жорсткості, результатом цього є



візуально видимі сліди вібрацій, які погіршують за високих частот обертання шпинделя як мікрогеометрію (шорсткість) обробленої поверхні, так і її макрогеометрію (точність).

Практичний досвід використання механічного оброблення різанням свідчить про те, що його продуктивність дуже часто обмежується відповідним рівнем коливань (особливо регенеративних) елементів технологічної системи і зокрема різального інструменту, що виникають у процесі оброблення. Регенеративні коливання, які виникають у технологічній системі, погіршують шорсткість обробленої поверхні, а також призводять до більш інтенсивного зношування різального інструменту та опор (підшипникових вузлів) шпиндельного вузла верстата. Одним із загальновизнаних методів прогнозування регенеративних коливань у процесі різання є його моделювання на основі диференціальних рівнянь. Ці моделі будуються зазвичай із використанням діаграм сталості процесу різання, що дозволяють призначати максимальну, з погляду забезпечення безвібраційного оброблення, глибину різання за заданої швидкості (частоти) обертання шпинделя. Однак визначення оптимальної швидкості різання водночас ускладнюється технологічною суперечністю, пов'язаною насамперед із двома вимогами щодо процесу оброблення [53; 54; 55]:

а) забезпеченням необхідної якості обробленої поверхні відповідно до вимог креслення оброблюваної деталі;

б) необхідністю збільшення (в крайньому разі – не зменшення) продуктивності процесу формоутворення.

Найбільш поширеними способами зменшення вібрацій, що виникають у процесі механічного оброблення, є збільшення жорсткості та демпфірування механічних компонентів (складових елементів) технологічної системи зазвичай за рахунок зменшення швидкості різання [56].

Зменшення амплітуди варіації може відбуватися за зміни частот обертання шпинделя, що можна досить легко робити під час використання верстатів із ЧПК навіть у процесі оброблення. Ця ідея виникла ще в 70-ті роки ХХ ст. і була вперше запропонована і практично реалізована дослідницькою групою Т. Takemura et al. [57]. Ця група хоч теоретично (значною мірою – гіпотетично) і довела можливість істотного зміщення зони сталого різання в бік кулачків токарного патрона і відповідно зменшення амплітуди вібрацій, за допомогою керування зміною частот обертання шпинделя в процесі механічного оброблення, але на той час їм не вдалося одержати переконливого експериментального підтвердження цієї гіпотези.

J. Sexton і B. Stone [58; 59] розробили більш реалістичну модель сталого різання, що дозволило підвищити стабільність (сталість) процесу різання за

відносно низьких швидкостей різання. У дослідженнях Н. Zhang et al. [60] з використанням математичного оброблення даних про вібраційні процеси в технологічній системі проаналізовано вплив частоти обертання шпинделя на стабільність процесу різання. У результаті вони довели можливість покращання параметрів шорсткості (наприклад, зменшення висоти мікронерівностей) обробленої поверхні за зниження швидкості різання [61; 62]. М. Zatarain et al. [63] запропонували метод оброблення зі змінною частотою обертання шпинделя, який дозволяв зменшувати вібрації за низьких швидкостей різання, що було підтверджено експериментально. За допомогою моделювання цього методу керування динамічним станом елементів обробної системи було одержано інформацію як про амплітуду коливань технологічної системи в тимчасовій області різання, так і про зміни у зв'язку з цим товщини стружки та сил різання [62; 63; 64].

Низка дослідників, зокрема Т. Jintanawan et al., займалися виявленням обмежувальних факторів за збільшення частоти обертання шпинделя з погляду забезпечення кінематичної жорсткості токарного верстата, зокрема шпиндельного вузла, як найбільш чутливої частини верстата щодо відтворення регенеративних коливань. Під час вивчення осьової жорсткості та демпфірувальних властивостей шпиндельного вузла було виконано низку дослідів для шпинделів із гідродинамічними підшипниками, в яких встановлено, що осьова жорсткість та демпфірування прямо пропорційні в'язкості рідини в гідродинамічному підшипнику. Під час проведення експериментальних досліджень із вивчення осьової жорсткості та демпфірувального ефекту якості маси, що збуджувала коливання шпиндельного вузла, було використано сталевий диск товщиною 1,27 мм із віссю, що встановлювалася на гідродинамічних підшипниках і оберталася з частотою 7 200 об/хв. Частотна характеристика коливань диска варіювалася випадково в діапазоні від 10 Гц до 1 200 Гц, що вимірювалося за допомогою системи, у складі акселерометра та ємнісного перетворювача (зонда), які використовуються для вимірювання вхідного прискорення й осьової вібрації на зовнішній частині (найбільшому радіусі) верхнього диска відповідно. В результаті експерименту було встановлено, що резонансні коливання шпинделя виникають за 930 Гц під час демпфірування в підшипникових опорах у діапазоні від 10 Нс/м до 2 000 Нс/м. Установлено також, що частота цього випадкового збудження знаходиться в діапазоні від 10 Гц до 1 200 Гц. Таким чином, динамічний аналізатор сигналів був використаний для визначення АЧХ системи шпинделя на основі прискорення і параметрів вібрацій, виміряних за допомогою спеціальних датчиків. За результатами експериментальних досліджень встановлено, що в діапазоні низьких частот збільшення осьової

жорсткості і демпфірування в гідродинамічних підшипниках шпиндельного вузла пригнічує осьові коливання системи. Це обумовлено збільшенням жорсткості, що значно зменшує осьову вібрацію втулки, яка в діапазоні низьких частот є одним із основних компонентів осьової вібрації. Водночас показано, що значне підвищення як осьової жорсткості, так і рівня демпфірування може супроводжуватися більш високими значеннями амплітуди коливань системи [65].

#### **1.4 Регламентовані параметри якості обробленої поверхні за високошвидкісного точіння**

Високошвидкісне точіння як метод напівчистового та чистового (фінішного) механічного оброблення найчастіше використовується для отримання поверхонь обертання з відносно високими параметрами їхньої якості, що характеризується (оцінюється) відповідними геометричними та фізико-механічними характеристиками, тобто цей спосіб оброблення доцільно використовувати для чистового та тонкого точіння обертових поверхонь.

До *геометричних характеристик якості* відносять:

– точність розмірів; точність форми (наприклад, циліндричність, конусність, корсетність) та точність взаємного розміщення (наприклад, непаралельність осей або їх неперпендикулярність тощо);

– мікронерівності на обробленій поверхні (шорсткість), які оцінюють за відповідними параметрами: середнім арифметичним відхиленням профілю ( $Ra$ ), висотою нерівностей профілю за десятьма точками ( $Rz$ ), найбільшою висотою нерівностей профілю ( $R_{max}$ ), середнім кроком нерівностей профілю по середній лінії ( $Sm$ ), відносною опорною довжиною профілю ( $t_p$ ), де  $p$  – значення рівня перерізу профілю.

Додержання вимог із забезпечення вище перелічених параметрів якості оброблених поверхонь обумовлює такі експлуатаційні характеристики виробу, як: зносостійкість, протистояння втомним навантаженням, контактну жорсткість, вібростійкість, міцність з'єднання з натягом тощо. До геометричних макропоказників якості обробленої поверхні відносять також хвилястість, що описується такими параметрами, як середньоквадратичне відхилення профілю хвилі ( $Wa$ ) та найбільша висота хвилі ( $W_{max}$ ), що впливають на такі експлуатаційні характеристики поверхні, як трибологічна взаємодія з'єднаних поверхонь, зокрема: зносостійкість під час тертя без змащувальних матеріалів та з ними; контактна жорсткість тощо.

До фізико-механічних характеристик якості обробленої поверхні відносять параметри стану поверхневого шару: наклеп, що описується мікротвердістю ( $H_n$ ) та глибиною наклепаного шару ( $h_n$ ); залишкові

напруження ( $\sigma_3$ ) та глибина їх залягання ( $h_\sigma$ ), структурно-фазові перетворення (зміни), які в результаті високих температур під час оброблення, наприклад сталей типу ШХ15, можуть характеризуватися ступенем вторинного гартування й утворенням поверхневого шару підвищеної порівняно з основним металом твердості та крихкості (так званих білих шарів), що мають аустенітно-мартенситну структуру і збільшене значення параметра кристалічної ґратки, під якою є перехідна зона зі структурою, що складається із троститу або сорбіту і має твердість нижчу від вихідної [6].

Технологічне забезпечення необхідних параметрів якості поверхні значною мірою обумовлено сферою застосування та умовами експлуатації того чи іншого виробу, а також методом механічного оброблення, покликаним забезпечити конструкторські вимоги до якості поверхні. Необхідно зважати на ту обставину, що шорсткість поверхні, яка досягається певним методом оброблення, за однакових значень основних параметрів шорсткості ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{\max}$ ) може мати різні експлуатаційні властивості, зокрема по-різному протидіяти, наприклад, силам тертя, що можуть за рахунок деформування і навіть механічного руйнування наявних виступів мікронерівностей істотно змінювати топографію поверхні. Насамперед у результаті подібні поверхні можуть відрізнятися опорними площами, що характеризуються як опорною довжиною профілю (в поздовжньому напрямі), так і його опорною шириною (в поперечному напрямі). Водночас необхідно мати на увазі, що у зв'язку з цим оцінювання лише за опорною довжиною профілю (що найчастіше трапляється на практиці) ще не дає достатньо повного уявлення, оскільки шорсткість поверхні в поперечному та поздовжньому напрямках може бути різною і зазвичай не пов'язана певним постійним співвідношенням. Тому для найбільш відповідальних деталей для оцінювання несучих площ необхідно мати інформацію про різноспрямовану топографію поверхні.

У деяких випадках механічного оброблення, наприклад, під час різання з утворенням на різальній частині інструменту (лезі) наросту у зв'язку з вібраціями, які зазвичай супроводжують такий процес різання [6], поздовжня шорсткість може перевищувати поперечну. Експериментально встановлено, що наявність або відсутність вібраційних процесів помітніше позначається зазвичай на поздовжній шорсткості, ніж на поперечній. Водночас необхідно мати на увазі, що абсолютні значення опорної площі поверхні залежать не лише від ступеня і превалюючого напрямку її шорсткості, а й також і від способу оброблення. Поверхні, що мають відносно малу шорсткість, але отримані за різних методів оброблення, не завжди можуть мати більші опорні площі порівняно з поверхнями з більшими значеннями параметрів шорсткості. Тому для забезпечення певної опорної (несучої) площі даної деталі необхідно поряд

із призначенням відповідного висотного параметра шорсткості ( $Ra$ ,  $Rz$ ,  $R_{max}$ ) зазначати технологічний метод отримання поверхні (точіння, фрезерування, шліфування тощо). Таким чином, за ухвалення остаточного рішення щодо призначення умов різання для того чи іншого методу оброблення з метою забезпечення необхідної опорної площі необхідно обов'язково враховувати можливу відмінність значень параметрів шорсткості в різних напрямках, тобто розглядати не лише якісь окремі напрями мікропрофілю поверхні, а й її мікротопографію.

Для порівняння різних поверхонь з однакою висотою нерівностей можна розглядати опорні криві профілів, побудованих за відносними величинами. Для оцінювання опорної площі поверхні з нерегулярною шорсткістю, якій властиві як випадкові обриси нерівностей, так і їх розміщення по висоті (на поверхні виливків заготовок, отриманих литтям; після шліфування; хонінгування; зміцнення дробом; електроіскрового оброблення; полірування та ін.), можна скористатися теорією випадкових функцій. Профілограми нерегулярної шорсткості наближено можуть бути описані нормальним стаціонарним процесом.

Найбільший практичний інтерес становить початкова частина опорної кривої профілю. Вивчення шорсткуватих поверхонь [66; 67; 68 та ін.] дозволило встановити значення таких параметрів, як опорної ширини  $b$  та опорної довжини профілю (у поздовжньому напрямі)  $v$ , які достатньо повною мірою характеризують початкову частину опорних кривих, тобто опорну площу. Для основних технологічних методів оброблення вони дозволяють виконати орієнтовні розрахунки для прогнозування опорної площі шорсткуватих поверхонь, оброблених різанням.

Необхідно мати на увазі, що опорна площа може виявитися однакою для поверхонь, оброблених різними методами. Відмінність таких поверхонь зазвичай установлюють за геометричними характеристиками мікронерівностей, які значною мірою формуються залежно від методу оброблення, наприклад, кожному методу оброблення відповідає певний діапазон зміни кутів профілю виступів  $\beta_n$  і радіусів їх округлення в поперечному  $r_n$  та поздовжньому  $r_{np}$  напрямках у строгій залежності від висот мікровиступів  $Rz$ , що формують шорсткість поверхні. Тому для оцінювання опорної площі, характерної для того чи іншого методу оброблення або тих чи інших умов оброблення розглядають наведені радіуси округлення виступів  $r = \sqrt{\Gamma_{np} \cdot \Gamma_n}$ , зміна яких характеризує зміну опорної площі. Наприклад, зі збільшенням  $r$  опорна площа збільшується і навпаки.

У переважній більшості випадків радіуси округлення вершин мікронерівностей у поздовжньому напрямі  $r_{\text{пр}}$  перевищують радіуси їх округлення в поперечному напрямі  $r_{\text{п}}$ . Кут  $\beta_{\text{п}}$  профілю мікронерівності для поперечного напрямку майже завжди є більшим, ніж кут  $\beta_{\text{пр}}$  для поздовжнього. Зі зменшенням висоти нерівностей  $R_z$  спостерігається загальна тенденція до зменшення кутів профілю і збільшення радіусів округлення мікровиступів.

Геометричні характеристики мікронерівностей (висоти нерівностей та їх кроки) пов'язані між собою. Зі зменшенням висоти нерівностей за кожного методу оброблення зростає співвідношення між кроками нерівностей профілю  $S$  і висотами  $R_{\text{max}}$ . Для більшості методів механічного оброблення сталевих і чавунних деталей (шліфування, точіння, стругання, фрезерування, розточування) за середньої висоти нерівностей оброблених поверхонь крок поперечної шорсткості  $S_{\text{п}}$  зазвичай не перевищує  $40 R_{\text{max}}$ . Для нерівностей меншої висоти їх кроки поперечної шорсткості можуть досягати майже  $300 R_{\text{max}}$ . Крок поздовжньої шорсткості  $S_{\text{пр}}$  зазвичай перевищує крок поперечної шорсткості  $S_{\text{п}}$ . Водночас відношення цих величин здебільшого не перевищує 15, хоча іноді воно може досягати й 40. Абсолютні значення кроків поздовжніх нерівностей можуть досягати значень  $800 R_{\text{max}}$ . Отже, чим більші радіуси округлення мікровиступів, тим меншими є кути профілю і більшими величини відповідних параметрів окремих нерівностей і їх кроки (за певної заданої шорсткості).

Таким чином, за критерій оцінювання геометричних параметрів шорсткостей, одержаних різними методами оброблення, можна прийняти відношення зведених радіусів округлення мікровиступів  $r$  до їх найбільших висот  $R_{\text{max}}$ , тобто  $r/R_{\text{max}}$  (табл. 1.3).

Таблиця 1.3 – Геометричні параметри шорсткості поверхні деталей під час точіння

Метод оброблення	$Ra$ , мкм	$v$	$b$	$r_{\text{п}}$	$r_{\text{пр}}$	$r$	$\beta_{\text{п}}$	$\beta_{\text{пр}}$	$\frac{S_{\text{п}}}{R_{\text{max}}}$	$\frac{S_{\text{пр}}}{R_{\text{max}}}$	$\frac{r}{R_{\text{max}}}$
				МКМ							
Точіння	5	1,5	1,0	20	60	35	20°	10°	6,0	12,0	1,75
	2,5	1,45	1,5	30	80	50	15°	8°	8,0	14,5	5,0
	1,25	1,35	2,0	60	90	75	10°	7°	14,0	18,0	12,0
	0,63	1,3	2,1	120	120	120	5°	5°	20,0	24,0	37,0

Водночас необхідно мати на увазі, що значення зведених радіусів округлення виступів  $r = \sqrt{r_{\text{пр}} \cdot r_{\text{п}}}$  для різних видів оброблення різанням, а відповідно й опорних площ, можуть істотно відрізнятися. Приклади геометричних параметрів шорсткостей оброблених поверхонь деталей після

різних видів обточування (чорнове, напівчистове, чистове, тонке), тобто з різними значеннями Ra, наведено в таблиці 1.3.

За необхідності одержання більш точних значень, що характеризують опорну площу та інші геометричні параметри якості поверхні деталей, обов'язково необхідно враховувати конкретні умови виконання відповідної технологічної операції (матеріал оброблюваної деталі, одержувану шорсткість за певних режимів оброблення, матеріал інструменту тощо). Водночас у багатьох випадках доцільно враховувати також технологічну спадковість.

Одним із можливих способів прогнозування параметрів шорсткості під час оброблення ізотропних конструкційних матеріалів є розрахунки за емпіричними залежностями, що враховують вплив режимів різання (подачі  $S$  – від 0,05 мм/об до 0,43 мм/об, і швидкості різання  $v$  – від 71 м/хв до 282 м/хв) та геометричних характеристик інструменту, зокрема переднього кута  $\gamma^\circ$  (в діапазоні від  $+4^\circ$  до  $-40^\circ$ ) та радіуса вершини леза  $r_b$  (в діапазоні від 0,5 мм до 2 мм), за напівчистового і чистового (вираз (1.1)) та тонкого (вирази (1.2)–(1.4)) видів точіння [66]:

$$Ra = k_0 \frac{S^{k_1} (90^\circ - \gamma)^{k_4}}{r_b^{k_2} v^{k_3}}, \quad (1.1)$$

$$R_p = k_0 \frac{S^{k_1} (90^\circ - \gamma)^{k_4}}{r_b^{k_2} v^{k_3}}, \quad (1.2)$$

$$S_m = k_0 \frac{S^{k_1} (90^\circ - \gamma)^{k_4}}{r_b^{k_2} v^{k_3}}, \quad (1.3)$$

$$t_p = 50 \cdot \left( \frac{0,055 \cdot Ra \cdot \rho}{R_p} \right)^{\left( \frac{R_p}{Ra} - 1 \right)}, \quad (1.4)$$

де  $k_0, k_1, k_2, k_3, k_4$ , – коригувальні коефіцієнти залежно від оброблюваного матеріалу, методу оброблення та параметра шорсткості (табл. 1.4–1.5).

Таблиця 1.4 – Коефіцієнти за напівчистового та чистового точіння [66]

Матеріал	$k_0$	$k_1$	$k_2$	$k_3$	$k_4$
Ст3	0,01	0,65	0,6	0,5	1,9
Сталь 20	41,8	0,75	0,55	1,38	0,25
Сталь 45	7,0	0,85	0,65	0,36	0,15
Сталь 70	5,8	1,1	0,68	0,15	0,45

Таблиця 1.5 – Коефіцієнти за тонкого точіння [66]

Оброблюваний матеріал	Параметр шорсткості	$k_0$	$k_1$	$k_2$	$k_3$	$k_4$
Сталь 45 (HRC 48)	$R_a$	0,16	0,59	0,29	0,19	0,66
	$R_p$	0,82	0,69	0,33	0,08	0,52
	$S_m$	0,81	1,34	-0,19	0	0,1
Сталь У10А (HRC 62)	$R_a$	0,68	0,77	0,28	0,24	0,56
	$R_p$	0,77	0,75	0,24	0,09	0,62
	$S_m$	0,74	1,2	0,12	0	0,08
Зміцнений чавун	$R_a$	6,0	0,28	0,2	0,21	0
	$R_p$	8,36	0,24	0,2	0,12	0
	$S_m$	0,063	0,01	0,03	-0,04	0

Наявність хвиль на поверхні призводить до зменшення опорної площі в 5–10 разів порівняно з відносно рівною шорсткою поверхнею. Хвилястість являє собою сукупність періодично повторюваних висот нерівностей (виступів)  $P$  із взаємним кроком  $H$  та зі значно більшим відношенням  $P/H$  ( $1000 \geq P/H \geq 40$  – хвилястість), ніж у нерівностей, що утворюють шорсткість ( $S/H \leq 40$  – шорсткість) [6].

Такий підхід багатьох вчених і виробників до поділу шорсткості і хвилястості під час оцінювання нерівностей на обробленій поверхні хоч і є під впливом розвитку техніки вимірювань уже достатньою мірою сформованим, але все-таки він є дуже умовним. Необхідно відмітити, що фізично обґрунтованої і нормованої діючими стандартами межі між шорсткістю і хвилястістю поверхні як сукупністю нерівностей із кроками, що перевищують базову довжину, ще не встановлено [66]. Водночас необхідно мати на увазі, що забезпечення та контроль параметрів якості обробленої поверхні за напівчистового, чистового й тонкого видів точіння (це зазвичай фінішні процеси виготовлення деталей) є важливим аспектом забезпечення їх експлуатаційних характеристик і службового призначення деталей.

За необхідного збільшення частоти обертання шпинделя в процесі токарного оброблення деталей із поверхнями, що мають діаметри, менші за 20 мм, у технологічній системі можуть виникати вібрації, що призводить до несталості процесів різання і супроводжується високою результуючою силою різання та може спричиняти незадовільну з погляду вимог креслення деталі до її якості за параметром шорсткості обробленої поверхні. Найбільш значущим і чутливим показником якості поверхонь, оброблених на високих частотах обертання, є висота мікронерівностей (зазвичай шорсткість за показником  $R_a$ ), оскільки саме цей показник є найбільш чутливим до вібрацій технологічної



системи, ніж інші параметри якості за рівнозначних умов, тому що коливання інструменту та шпинделя разом із деталлю в напрямку зміни як товщини стружки (у поздовжньому напрямі), так і її ширини (у поперечному напрямі), майже прямо пропорційно відображаються на її поверхні, тобто змінюється її шорсткість. Наприклад, коливання круглості в межах 2–3 мкм не є критичним за допуску на розмір навіть за 6-м квалітетом, у той час як збільшення параметра шорсткості на 2–3 мкм є недопустимим для оброблення деталі з такою самою точністю. Ця обставина може вимагати корекції параметрів режиму різання, зазвичай за допомогою зменшення подачі або глибини різання, що однозначно буде супроводжуватися зниженням продуктивності процесу механічного оброблення.

### **1.5 Основні чинники забезпечення високої продуктивності механічного оброблення за умов сучасного виробництва**

Сьогодні в технології машинобудування відомий як позитивний, так і негативний вплив коливань на вихідні показники процесу різання. За певних амплітуд коливання, які або виникають у процесі механічного оброблення, або спеціально вводяться в зону інструменту із заготовкою (різання з вібраціями), можуть призводити до полегшення пластичної деформації матеріалу зрізаного шару в процесі стружкоутворення, зменшення коефіцієнта тертя на передній і задній поверхнях інструменту, поліпшення відведення стружки за рахунок її дроблення, помітного зниження сил різання, зменшення адгезійних явищ і, як результат цього, до зменшення інтенсивності зношування інструменту й підвищення його стійкості та відповідно підвищення продуктивності процесу механічного оброблення різанням [14].

З іншого боку, циклічне навантаження інструменту за відповідних (збільшених) амплітуд автоколивань може спричинити втомне руйнування різальних кромek (викришування) або леза (сколи) інструменту, що перебуває в контакті зі зрізаним шаром і стружкою. Тому за перевищення амплітуди коливань, більшого від деякого граничного значення, стійкість інструменту починає швидко знижуватися [14]. Необхідно також урахувати, що за збільшення амплітуди коливань істотно збільшується довжина шляху, що проходить інструмент по виробу в процесі формування та видалення стружки, а отже, збільшується і зношування інструменту по задніх і передніх поверхнях [14]. Водночас за чистового оброблення конструктивних матеріалів будь-які коливання (вібрації) зазвичай призводять до несталого різання і негативно впливають на показники якості обробленої поверхні, насамперед її точність і шорсткість. Тому основний напрямок досліджень процесів механічного

оброблення різанням за підвищених частот обертання заготовки (швидкостей різання) необхідно проводити в напрямку пошуку зон сталого різання.

У працях [69–73 та ін.] наведені результати досліджень учених, які займалися пошуком зон сталого різання і вивченням впливу автоколивань на якість оброблених поверхонь. Однак більшість цих досліджень проводили в зоні частот обертання до 3 000 об/хв, і лише в праці G. Chigbogu [69] досліджували процес оброблення різанням із частотою обертання шпинделя  $\geq 5\,000$  об/хв. Приклад кривих сталості технологічної системи до автоколивань, одержаних у результаті досліджень у наведених працях, показано на рисунку 1.4 [69].

За допомогою цих кривих можна достовірно визначити межі сталості технологічної системи залежно від частоти обертання шпинделя  $n$  і глибини різання  $t$ . Призначення режиму різання нижче від характерних кривих гарантує реалізацію процесу сталого різання. Для істотного підвищення продуктивності необхідно точно знати положення і форму кривих на діаграмі сталості для конкретного обладнання. Збільшення частоти обертання дозволяє також істотно збільшити зону сталого різання.

Таким чином, за високошвидкісного точіння якість обробленої поверхні залежить не лише від параметрів режиму різання, геометрії різального інструменту та фізико-механічних властивостей оброблюваного та

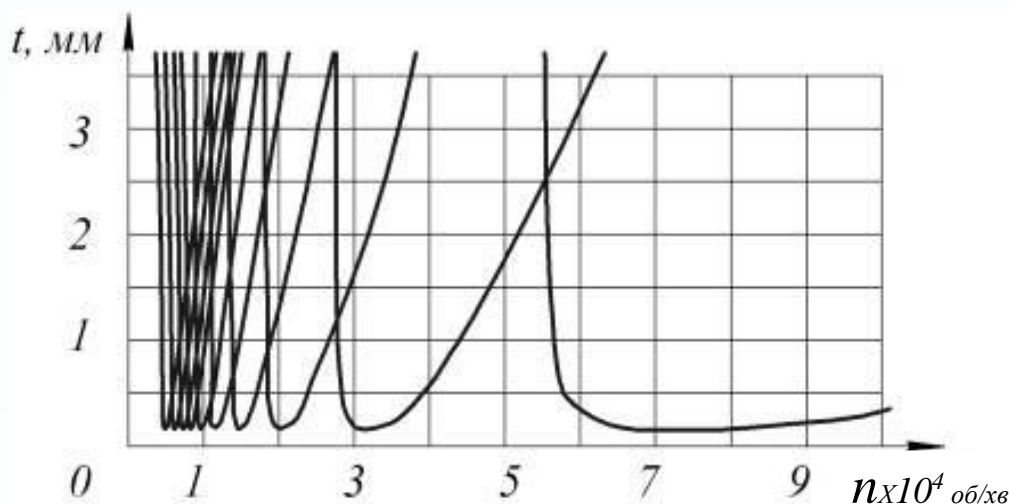


Рисунок 1.4 – Діаграма зон сталого різання та токарному верстаті [69]

інструментального матеріалів, а також і від динамічного стану (ступеня вібрацій) елементів обробної системи – верстата (найчастіше шпиндельного та супортного вузлів), інструменту з урахуванням його зношування та жорсткості оброблюваної деталі (заготовки).

Наприклад, у праці [76], присвяченій визначенню величини частот коливань елементів стрижневої системи верстата з паралельною кінематикою за допомогою вимірювання показників вібропереміщення, віброшвидкості та

віброприскорення в процесі механічного оброблення, виявлено, що під час точіння деталей різних форм із неметалевих та металевих матеріалів на різних технологічних режимах, зокрема, з ударним та циклічним навантаженням мають місце вібропереміщення виконавчих органів верстата на рівні 56–73 мкм за зміни частот обертання шпинделя в діапазоні від 500 об/хв до 1 250 об/хв. Експериментально визначено, що час стабілізації системи після дії ударного навантаження становить 0,1–0,15 секунди. У праці доведено одномасовість стрижневої супортної системи за наявності однієї основної гармоніки коливань та визначено траєкторію і величину просторового переміщення супортної платформи в процесі оброблення. Якщо розглядати переміщення платформи за трьома координатами у вигляді спектрограм, то помітно, що коливання в трьох напрямках вимірювання мають низькочастотну (2–3 та 9–10 Гц) й високочастотну (37–40 та 80–90 Гц) складові та збігаються в часі для усіх трьох напрямків вимірювання, що підтверджує правдивість одержаних результатів дослідження. Аналізуючи спектрограми, була виявлена неоднорідність жорсткості залежно від напрямку дії сил, причому за усіма трьома координатами максимальні значення переміщень спостерігаються в діапазонах частот 2–3, 9–10, 19–21 та 37–40 Гц. Перший та третій частотні діапазони збігаються з результатами аналогічних вимірювань під час дослідження частот власних коливань. Відносно мінімальні переміщення в напрямках дій складових сил різання  $P_y$  та  $P_z$  обумовлені особливостями компонування стрижневої системи: у випадку з радіальною складовою  $P_y$  навантаження направлене вертикально та розподіляється на чотири штанги рівномірно, а у випадку з найбільшою складовою  $P_z$  – платформа, крім чотирьох штанг, дві з яких протидіють стискальному навантаженню, а дві інші – розтягувальному, – додатково підтримується двома штангами в горизонтальній площині, що забезпечує додаткову жорсткість та протидію як лінійному відтисканню, так і крутному моменту від дії тенденційної складової сили різання  $P_z$  відносно осі супортної системи. У результаті аналізу вимірювань вібрацій платформи за трьома координатами ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ ) було визначено область вібропереміщень різального інструменту за поздовжнього точіння. За збільшення величини повздовжньої подачі спостерігається зміна співвідношення між амплітудами: максимальне значення амплітуди переміщення має місце за частот 9–10 Гц; амплітуда переміщення на частотах 2–3 Гц залишається майже незмінною; незалежно від величин напрямку навантаження амплітуда переміщення в діапазоні частот 37–40 Гц стає найменшою. Це можна пояснити тим, що частоти діапазону 2–3 Гц не залежать від процесу різання, а відображають коливання усієї досліджуваної супортної системи разом із верстатом, на якому вона базується. Зміна амплітуди коливань у діапазоні частот 19–21 та 37–40 Гц

свідчить про те, що коливання на цих частотах є вторинними гармоніками, що викликані наявністю зазорів та похибок виконання конструкції супортної системи. За зростання навантаження на систему амплітуди цих коливань змінюються пропорційно зусиллю різання та зміні (зменшенню або збільшенню) величин зазорів у з'єднаннях. Таким чином, амплітуда переміщення за трьома різними ортогональними координатами в діапазоні 19–21 та 37–40 Гц за різних значень складових зусилля різання є практично незмінною, що можна пояснити можливою наявністю коливань, які залежать лише від конструктивних зазорів. Це підтверджується «кратністю» величин частот цих діапазонів величині 9–10 Гц. Аналогічна ситуація складається за зміни частоти обертання шпинделя: вібраційні процеси проявляються в тих самих частотних діапазонах та відрізняються лише за величинами віброхарактеристик. За результатами оброблення одержаних даних визначено, що значення вібропереміщень, віброшвидкостей та віброприскорень сягають максимальних величин майже на однакових частотах і відрізняються лише їх значеннями залежно від величин швидкостей різання. У спектрограмах мають місце осередки групування максимальних амплітуд. У праці [76] також проаналізовано динамічний стан верстата за змінних навантажень та перехідних процесів на початку і в кінці оброблення, тобто під час врізання та виходу інструменту. Використання такого підходу дозволило дослідити динамічний процес в умовах реального оброблення (без імітації навантаження різними пристроями), а також виміряти та оцінити одразу декілька параметрів за одних і тих самих умов оброблення. Оскільки процес врізання не є ударним процесом та характеризується поступовим навантаженням системи, для визначення впливу «удару» на динамічний стан технологічної системи аналіз процесу оброблення заготовки проводився під час виходу інструменту. Зі спектрограми встановлено, що час стабілізації системи після дії ударного навантаження (виходу інструмента з контакту із заготовкою) становить 0,15 секунди.

## **1.6 Моделювання динамічного стану металообробних технологічних систем**

У сучасних умовах розвитку науки і техніки, і особливо в галузі промислового виробництва, методи наукового пошуку, які дозволяють скоротити час на проєктування, конструкторську та технологічну підготовку виробництва тих чи інших виробів, набувають усе більшого поширення серед виробників [77]. На сьогодні доволі актуальним залишається питання підвищення продуктивності механічного оброблення різанням. Одним із можливих шляхів підвищення продуктивності токарних верстатів

механообробних виробництв є збільшення частоти обертання шпинделя і, як наслідок, збільшення швидкості різання. У зв'язку з моральною застарілістю доволі поширених концептів шпинделів, де головний рух (обертання) передається за допомогою пасових або зубчастих передач, та не дає можливості розвинути з їх допомогою частоту обертання більше ніж 3 000 об/хв, усе більшого поширення набувають так звані мотор-шпинделі. Необхідність забезпечення їх працездатності в умовах механічного оброблення призвела до конструювання нових підшипників, які б могли успішно протистояти осьовим та радіальним зусиллям, що виникають за механічного оброблення. Оскільки верстати для високошвидкісного механічного оброблення мають жорсткі вимоги до технічних показників мотор-шпинделів, що істотно відрізняються від традиційних систем шпинделів, їх безпека і надійність через недосконалі динамічні характеристики стали основною проблемою структурного проектування та експлуатації цих машин. Таким чином, динамічні дослідження продуктивності верстатів із високошвидкісними моторизованими шпинделями мають важливе теоретичне і практичне значення [78]. Необхідно зазначити, що вдосконалення конструкції мотор-шпинделів у сучасних умовах можна пришвидшити за рахунок залучення методу скінченних елементів (МСЕ) як одного з найбільш продуктивних інструментів інженерних розрахунків. На сьогодні існує низка успішних досліджень із використанням методу скінченних елементів, що були використані під час аналізу статичних і динамічних процесів механізованих систем мотор-шпинделів. Зокрема, досліджувалися теплові явища і відцентрові сили, а також вібраційні характеристики цих систем [79; 80; 81; 82].

Учені D. Liu та H. Zhang [83] виконали дослідження методом скінченних елементів динамічних характеристик підшипників мотор-шпинделя фрезерного обробного центру. Контактну взаємодію шпинделя і підшипників вони моделювали скінченними демфівувальними елементами типу COMBIN 14. Під час моделювання статичного навантаження шпинделя та модального аналізу отримано відгук його гармонічних коливань. Установлено, що жорсткість шпинделя становить 207,66 Н/мкм. За результатами модального аналізу встановлено, що власна частота коливань шпинделя першого порядку – 1 054,6 Гц, а критична частота обертання першого порядку – 63,276 об/хв, за максимально можливих у даному випадку 12 000 об/хв. Під час термічного аналізу встановлено, що тепла деформація шпинделя становить 6,56 мкм, що майже не впливає на точність механічного оброблення з високою частотою обертання шпинделя. Таким чином, можна зробити висновок, що запропонована цими вченими модель дослідження методом скінченних

елементів у програмному пакеті ANSYS придатна для аналізу конструкції мотор-шпинделя та подальшого доопрацювання його конструкції.

У [84] наведені результати моделювання методом скінченних елементів у програмному продукті ANSYS під час дослідження динамічних та термодинамічних характеристик високошвидкісного мотор-шпинделя фрезерного верстата. Запропонована в цій роботі скінченно-елементна модель складалася з елементів типу балка (BEAM188), а контактна взаємодія з підшипниками моделювалася за допомогою функції COMBI 214. У результаті були визначені чотири критичні моди власних коливань, які становили 122, 224, 625 та 1428 Гц відповідно. Розрахунок власних частот коливань шпинделя дозволив встановити критичну частоту обертання шпинделя, що становила 10 000 об/хв, з урахуванням жорсткості і маси тіла шпинделя. Установлено, що жорсткість шпинделя є істотним лімітувальним фактором збільшення частоти його обертання. Спираючись на аналіз відцентрових сил та гіроскопічного ефекту, які були визначені за допомогою діаграм Кампбела, встановлено, що ці фактори призводять до значного згасання амплітуди власних коливань обертових елементів конструкції. Установлено, що найбільший вплив на загасання автоколивань здійснює саме відцентрова сила, в той час як гіроскопічний елемент може бути зменшений без геометричних змін у поперечному перерізі самого шпинделя. У процесі моделювання встановлений вплив критичної частоти обертання шпинделя на термодинамічні явища в підшипниках шпиндельного вузла. У результаті моделювання виявлено, що теплові явища в підшипникових опорах шпинделя значною мірою обумовлюються як впливом відцентрової сили, так і гіроскопічним ефектом, які занижують максимально допустиму частоту обертання шпинделя. На основі дослідження статичного та термодинамічного навантажень, а також модального аналізу з урахуванням обмежень щодо фізико-механічних властивостей матеріалу шпинделя, відцентрової сили та гіроскопічного ефекту встановлено, що в цьому разі максимально допустима частота обертання мотор-шпинделя з горизонтальним компонуванням становить 10 000 об/хв.

На сьогодні в науково-технічних дослідженнях щодо терміну служби шпинделя теплова поведінка є одним із найбільш важливих факторів. Механічні обмеження в радіальному і осьовому напрямках у поєднанні з динамічними ефектами вимагають глибокого розуміння впливу цих факторів на експлуатаційні характеристики шпиндельного вузла, для цього були проведені дослідження за допомогою моделювання методом скінченних елементів та експериментальних випробувань мотор-шпинделя, який мав привод із пасовою передачею [85; 86; 87]. У результаті цих досліджень встановлено вплив часу роботи та частоти обертання шпинделя на температуру в підшипниках

шпиндельного вузла. Виявлено, що температура в підшипниках стабілізується та виходить у стаціонарний режим після однієї години роботи. Установлено залежність зростання температури від часу роботи та зміни частоти обертання шпинделя в діапазоні від 3 750 об/хв до 4 500 об/хв. У результаті цих досліджень установлено, що температура переднього підшипника становить близько 36 °С, заднього – близько 33 °С, а найбільша температура у шпиндельному вузлі спостерігається на контактних поверхнях приєднання підшипників.

Поряд із моделюванням методом скінченних елементів значного поширення набули інші числові методи моделювання динамічних процесів у технічних системах, зокрема, під час моделювання станів верстатів загалом. Істотний доробок у цьому напрямку зробили такі українські дослідники, як проф. В. Б. Струтинський, проф. Ю. М. Кузнєцов, доц. Н. Е. Веселовська [88]. Наприклад, дослідження проф. В. Б. Струтинського присвячені розробленню математичних моделей пружної системи верстата, яка враховує просторову жорсткість окремих підсистем верстата. На основі диференціальних рівнянь парціальних динамічних підсистем він розробив їх структурні математичні моделі. За математичного моделювання окремих підсистем із циркуляційним навантаженням запропоновано виконувати аналіз впливу співвідношень жорсткісних параметрів на деформацію пружної системи. Це дозволило визначити траєкторії взаємного переміщення інструменту і деталі для динамічної системи верстата, яка включала шість мас. За рахунок побудованої загальної структурної математичної моделі верстата проведено розрахунки його частотних характеристик. На основі аналізу перехідних і частотних характеристик верстата визначено динамічні похибки верстата за детермінованих гармонічних та стохастичних навантажень, що дозволяє виявити вплив параметрів жорсткості верстата на його динамічну точність. Реалізація описаного підходу в числовому математичному моделюванні дозволила встановити, що за високошвидкісного точіння відтискання інструменту від деталі в процесі оброблення зумовлюють похибки оброблення на верстаті. Водночас їх величини визначають відхилення від ідеальної траєкторії різального інструменту і форму оброблюваних деталей, їх макро- і мікрогеометрію. У дослідженнях доводиться, що макропохибки оброблення істотно залежать від жорсткісних параметрів пружної системи верстата, зокрема від еліпсоїдів жорсткості (піддатливості) підсистем інструмента і деталі. Водночас за незначних відхилень від рівножорсткості в площині ХОУ однієї з підсистем (до 30–40 %) траєкторія інструменту має форму овала, а за більших значень – «вісімки» [89; 90; 91]. Це дозволило зробити висновок, що зі збільшенням піддатливості відповідно збільшуються і величини відтиснень. За

умови забезпечення значної різножорсткості в обох верстатних підсистемах форма траєкторій відтиснення інструменту може змінюватися від кола до чотиригранника. Таким чином, за різних комбінацій параметрів еліпсоїдів жорсткості можливі й інші форми траєкторій. Під час оброблення деталі на верстаті на статичні відхилення, які формують макропохибки оброблення, зокрема овальність, огранення й інші, накладаються додаткові динамічні відхилення, що формують мікрогеометрію обробної поверхні, такі як хвилястість, шорсткість та інші. Отже, дослідник прийшов до висновку, що величини динамічних відхилень істотно залежать від дисипативних властивостей пружного стану верстата. У низці досліджень установлено, що зі зменшенням демпфірувальної здатності пружної системи верстата відхилення форми зростають, особливо це важливо за наближення до резонансних зон. Водночас величини динамічних відхилень загалом визначаються коефіцієнтом динамічності пружної системи верстата, що визначається розрахунково [92; 93].

Одним із можливих напрямків дослідження інструментами числового математичного моделювання є вивчення показників точності токарного автоматизованого комплексу за циклічних випадкових процесів у вузлі закріплення заготовки [94; 95; 96]. Зокрема, для розроблення прогресивних конструкцій основних вузлів верстатів виявлена необхідність створення принципово нового підходу до побудови теоретичних моделей циклічних процесів навантажень. Визначено, що одним з основних підходів є врахування стохастичного характеру процесів, що визначають геометричні, кінематичні і динамічні параметри руху заготовки відповідно до навантажень, що мають місце як у статиці, так і в процесі різання. Реалізацію зазначеного підходу запропоновано вирішувати залученням відповідного математичного апарату, придатного для опису циклічних стохастичних процесів. З метою визначення динамічних переміщень заготовки в зоні різання виконано математичне моделювання поперечних коливань заготовки як системи з розподіленими параметрами, а також використано спеціально розроблену структуру математичної моделі заготовки у вигляді нескінченної кількості коливальних ланок, коефіцієнти передавання яких пропорційні нормальним формам коливань заготовки (рис. 1.5).

На вхід математичної моделі подається імпульсний сигнал у вигляді функції Дірака  $\delta(t)$ . Виходом моделі є імпульсна характеристика  $y(t,x)$ , яка визначає поперечні динамічні переміщення перерізу консольної заготовки, розміщеної на відстані  $x$  від точки закріплення. У результаті математичного моделювання визначено переміщення перерізів заготовки. З аналізу кривих випливає, що коливання заготовки визначаються першою нормальною формою.



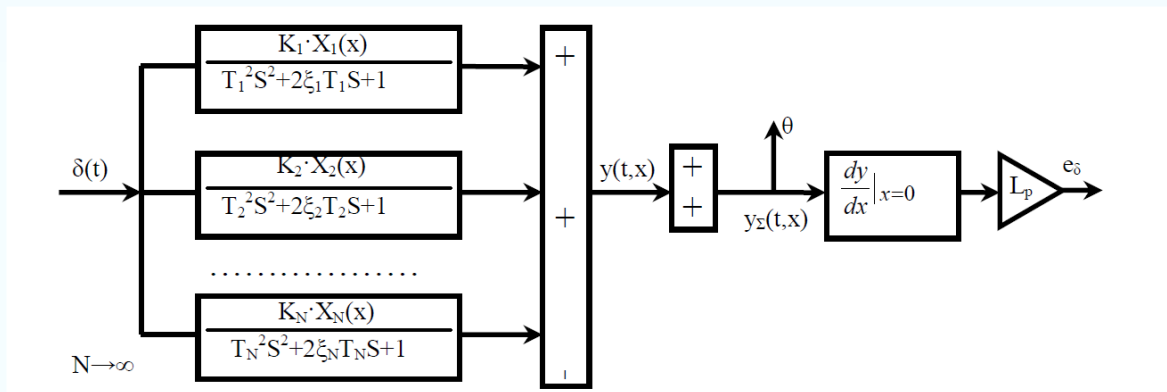


Рисунок 1.5 – Структура математичної моделі, визначення власних поперечних коливань окремих перерізів заготовки  $y(t)$

Вплив форм більш високих номерів не є істотним і проявляється в незначних відхиленнях закону переміщення перерізу заготовки від синусоїдального.

Було встановлено, що запропонована структура математичної моделі (рис. 1.5) дає можливість визначити динамічний кут повороту перерізу заготовки в патроні  $\theta$  та відповідні динамічні зміщення осі обертання заготовки в зоні різання  $e_\delta$ . Унаслідок обертання заготовки має місце петлеподібна траєкторія динамічних переміщень осі заготовки в зоні різання. З аналізу траєкторії переміщення осі заготовки випливає, що динамічні коливальні процеси в заготовці істотно впливають на параметри точності оброблення. Це дозволило припустити, що зміна умов обертання заготовки внаслідок зменшення її довжини значною мірою знижує точність оброблення деталей. Зниження точності має місце для заготовок, які мають консольне закріплення з найбільшою довжиною консолі. Статичні похибки оброблення є результатом циклічних випадкових змін жорсткості закріплення заготовки в патроні і досягають 2 мкм, а динамічні похибки обумовлені власними коливаннями заготовки і становлять 1–1,5 мкм. Доведено, що для зниження статичних і динамічних похибок оброблення необхідно ввести додаткову проміжну опору, яка повинна бути встановлена на відстані від патрона у відношенні 0,55–0,65 від максимальної довжини заготовки. Як напрямок подальших досліджень рекомендується розробити конструкцію додаткової опори заготовки у вигляді нелінійного пружно-фрикційного демпфера коливань заготовки [96].

Проведений В. Б. Струтинським, О. В. Колотом та В. М. Чуприною [92] порівняльний аналіз сучасних методів і програм для динамічного розрахунку і моделювання шпиндельних вузлів показав, що динамічний розрахунок шпиндельного вузла з демпфіруванням методом початкових параметрів є більш універсальним і забезпечує більш точні обчислення динамічних частотних характеристик АЧХ, ФЧХ, АФЧХ і форм коливань шпинделя. Хоч метод скінченних елементів і забезпечує точні результати розрахунку статички і

власних частот системи, але розрахунок форм коливань є приблизним, тому що застосовується опосередкований коефіцієнт демпфірування для усієї конструкції.

Професор Ю. В. Петраков розробив математичну модель процесу виникнення регенеративних коливань під час точіння в 3D-просторі, що дозволяє обґрунтовано визначати найкращі параметри гармонічного закону зміни частоти обертання шпинделя за програмування механічного оброблення на токарному верстаті з числовим програмним керуванням.

## Висновки до розділу 1

На основі проведеного аналізу можна зробити такі висновки:

1 Потенційним резервом підвищення продуктивності механічного оброблення деталей, що мають діаметри оброблюваних поверхонь до 20 мм, є потенційні можливості (здатність) сучасних інструментальних матеріалів різати зі значно вищими швидкостями різання, ніж це «дозволяють» робити найбільша частина сучасних обробних токарних систем, оскільки переважна більшість їхніх шпиндельних вузлів мають зазвичай частоти обертання до 3 000 об/хв і їх невелика кількість – до 5 000 об/хв, тобто однією з істотних технічних завдань верстатобудівної промисловості є створення, виготовлення та впровадження у матеріалообробних галузях токарних верстатів із високими частотами обертання шпиндельних вузлів – 15 000 об/хв і більше.

2 Аналіз показав, що підвищення продуктивності механічного оброблення на токарних верстатах деталей із діаметрами оброблюваних поверхонь – 5–20 мм, ускладнене з причини малих значень максимальних частот обертання шпинделів, необхідних для досягнення оптимальних швидкостей різання з використанням сучасних інструментальних матеріалів, у зв'язку зі збільшенням амплітуд коливань елементів технологічних обробних систем (ТОС) за підвищених частот обертання та збудженням автоколивань у ТОС за високих частот обертання шпинделів верстатів.

3 Установлено, що відповідно до ГОСТів 2309-73 і 2789-73 за чистового механічного оброблення виготовлених деталей регламентуються такі параметри її якості, як: розмірна точність (відхилення від номінального розміру); допуск форми оброблених поверхонь та їх взаємного розміщення, а також якість оброблених поверхонь за відповідними параметрами шорсткості –  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{z \max}$ . Установлено, що найбільш чутливим до коливань у ТОС показником якості поверхні є висота мікронерівностей обробленої поверхні  $R_z$  та  $R_{z \max}$ .

4 Найбільш значущим аргументом обмеження навіть тих паспортних частот обертання шпинделя, які має конкретний шпиндельний вузол, є критичні

частоти обертання шпинделя, за яких має місце збурення резонансних частот інструменту або заготовки (оброблюваної деталі), у результаті цього на обробленій поверхні з'являються добре візуально розрізнявані сліди вібрацій, що погіршують її мікро- і макрогеометрію за високих частот обертання шпинделя.

5 Установлено, що теоретичні дослідження динамічних та модальних характеристик металорізальних верстатів найбільш ефективно виконувати або методом скінченних елементів, або методами числового моделювання, що потребує розроблення методик дослідження динамічного стану елементів обробної системи, зокрема коливань інструменту та шпинделя токарного верстата, в процесі різання з відносно високими частотами його обертання, а також розроблення скінченно-елементної моделі станда, його виготовлення та експериментальної перевірки впливу власних частот і форм коливань елементів обробної системи на шорсткість обробленої поверхні деталі, що дозволить розробити способи зменшення амплітуд коливань робочих органів токарного верстата під час оброблення з високою частотою обертання шпинделя та практичні рекомендації щодо підвищення ефективності процесу оброблення точінням деталей, що мають відносно малі діаметри оброблюваних поверхонь, за збереження вимог креслення за точністю та шорсткістю оброблених поверхонь.

## РОЗДІЛ 2

# МЕТОДИКИ ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОГО СТАНУ ЕЛЕМЕНТІВ ОБРОБНОЇ СИСТЕМИ В ПРОЦЕСІ РІЗАННЯ ЗА ВИСОКОШВИДКІСНОГО ТОКАРНОГО ОБРОБЛЕННЯ

### 2.1 Загальна методика дослідження

Підвищення вимог до точності розмірів і форми деталей, оброблюваних на металорізальних верстатах, поява нових важкооброблюваних матеріалів, а також широке впровадження автоматизації технологічних процесів і створення автоматичних верстатів із системами керування та регулювання призвело до істотного підвищення уваги вчених щодо вивчення ролі динамічних процесів у верстатних системах і встановлення ступеня їх впливу на показники точності та якості оброблюваних виробів, стійкість різальних інструментів, працездатність і довговічність верстатів.

На сьогодні під час проектування, виготовлення та експлуатації верстатів дедалі все частіше з метою успішного вирішення вказаних проблем виникає необхідність врахування динамічних явищ під час виконання того чи іншого етапу вирішення відповідного завдання при практичній реалізації відповідного технологічного процесу оброблення. Насамперед це стосується забезпечення умов сталого руху інструменту і заготовки, тобто відсутності так званих *вібрацій* та *явищ*, що супроводжують їх, або є результатом їх дії: «підривання», «заклинювання» або стрибкоподібне переміщення тих чи інших складових елементів (вузлів) верстата. При цьому водночас основним є забезпечення умов, необхідних для отримання деталі з мінімальними похибками розмірів і форми, тобто відсутність (у крайньому разі – мінімальність) відхилень від заданих відносних положень інструменту і заготовки, що можуть призводити до похибок зазначених параметрів. Такі відхилення зазвичай можуть виникати не тільки у зв'язку з виникненням вібрацій в обробній системі, а також і як результат силових, теплових та технологічних зовнішніх впливів на величини ступенів деформацій елементів (складових) системи верстата.

Вимірювання положення основних вузлів у динаміці є досить непростим завданням і потребує особливого підходу до вибору вимірювального обладнання та устаткування. Для вирішення цього завдання в поточному розділі описано розробку, обґрунтування та реалізацію експериментальної методики. Структурно-логічною схемою, поданою на рисунку 2.1, обґрунтовано основні методологічні принципи запропонованого в цій праці дослідження, спрямованого на підвищення продуктивності токарних верстатів

та забезпечення якості механічного оброблення деталей із поверхнями, що мають малі діаметри керуванням динамікою процесу точіння з високими частотами обертання шпинделя.

## СТРУКТУРНО-ЛОГІЧНА СХЕМА ДОСЛІДЖЕННЯ



Рисунок 2.1 – Структурно-логічна схема запропонованого в цій праці дослідження

## 2.2 Обладнання та устаткування експериментального дослідження

Основою експериментального стенда (рис. 2.2 а) запропоновано прийняти модернізований токарний верстат високої точності з числовим програмним керуванням (ЧПК) моделі 1700ВФ30.

Для проведення необхідних досліджень за допомогою модернізації верстата змінені основні технічні характеристики верстата, які наведені на рисунку 2.2 б:

– збільшена потужність привода головного руху з 700 Вт до 1 500 Вт, що пов'язано зі значним збільшенням потужності холостого ходу зі збільшенням частоти обертання;

– змінена кінематика привода головного руху: замість системи клинових ременів прийнято поліклиновий ремінь (п. 1), що дозволило передавати більшу

потужність, збільшити швидкість обертання, зменшити передавання можливих вібрацій від двигуна на шпиндель (п. 2);

– змінена також кінематика й потужність приводів подач;

– замінений гвинт поздовжнього переміщення каретки з трапецеїдальною різзю на кульково-гвинтову пару (п. 5);

– потужність осьових двигунів збільшена заміною старих двигунів на нові (п. 3) за збереження габаритних розмірів;

– замість штатного багатопозиційного різцетримача встановлений різцевий блок (п. 4) із можливістю встановлення двох різців для оброблення як внутрішніх, так і зовнішніх циліндричних поверхонь (рис. 2.2 а).



а)

### Технічні характеристики експериментального станда

Параметр	Значення
Базова модель верстата	1700ВФ30
Максимальна частота обертання шпинделя	10 000 об/хв
Максимальна подача	400 мм/хв
Кількість інструментів у різцетримачі	2
Потужність привода головного руху	1,5 кВт
Потужність привода подач	100 Вт
Максимальний діаметр оброблення над супортом	55 мм
Максимальний діаметр оброблення над станиною	100 мм
Максимальна довжина деталі	160 мм
Система ЧПК	МАСН3

б)

Рисунок 2.2 – Загальна будова експериментального станда (а) та його технічні характеристики (б)

Модернізований верстат оснащений сучасними вимірювальними системами та технічними засобами, що дозволило провести ґрунтовні наукові дослідження з вивчення впливу, наприклад, на висоту мікронерівностей (шорсткість) обробленої поверхні таких параметрів динамічного стану обробної системи, як власних форм і частот коливань вузлів верстата, так і регенеративних коливань Т-системи.

Вимірювальна система станда дозволяє вимірювати коливання найбільш важливих робочих органів обробної системи. Під час дослідження процесу токарного оброблення найбільш цікавими є амплітуда і фаза коливань шпинделя та інструменту. Для синхронізації коливань основних органів станда за фазою на шпинделі встановлений датчик його положення D1 (рис. 2.3). Збереження даних для подальшого їхнього математичного оброблення здійснюється за допомогою аналогово-цифрового перетворювача (АЦП) L-CARD LTR-22.

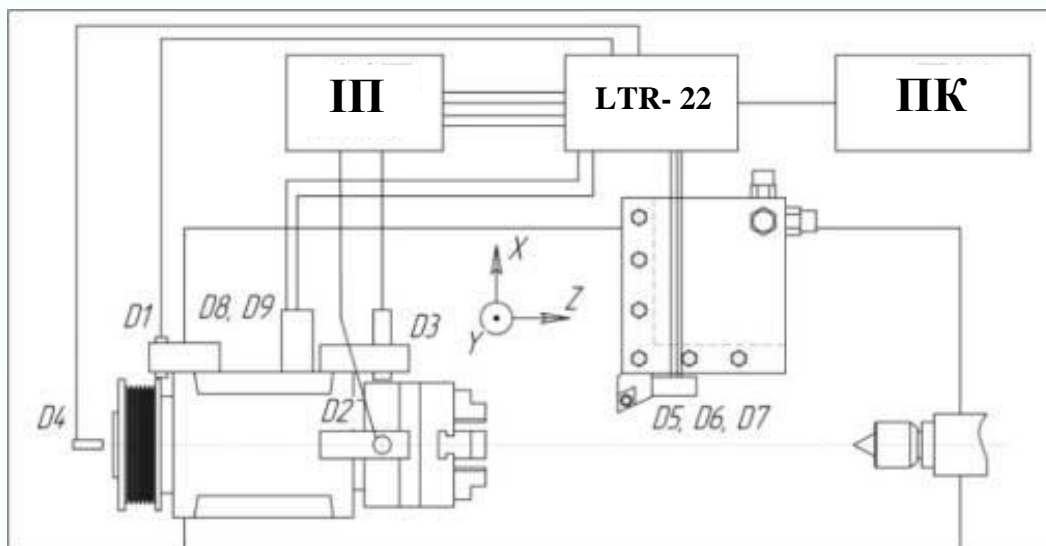


Рисунок 2.3 – Схема установки датчиків

Вимірювання коливань шпинделя відбувається за допомогою системи безконтактних датчиків реєстрації переміщень D2, D3, D4 і вимірювального перетворювача (ВП), які дозволяють вимірювати положення шпинделя в просторі за трьома осями.

Віброприскорення станини вимірювали акселерометром моделі ADXL 321, який був встановлений на шпиндельній бабці поруч із підшипником шпинделя. Значення вібропереміщень визначалося за допомогою подальшого подвійного інтегрування методом трапецій.

Вимірювання переміщень шпинделя відносно передньої бабки виконували за допомогою безконтактного індуктивного датчика переміщення (Ш) XS1 M18AB120. Дискретність вимірювань становила 5 мкм. Узгодження всіх датчиків за часом відбувається по передньому фронту «нуль-мітки»

датчика повороту шпинделя. Оцифровування сигналів усіх датчиків, а також передавання їх на персональний комп'ютер (ПК) проводиться за допомогою АЦП L-CARD LTR-22. Для реєстрації коливань інструменту за трьома осями використовували акселерометри (датчики D5, D6 та D7).

Це дозволило уникнути труднощів пошуку опорної точки за реєстрації коливань інструмента в процесі механічного оброблення, що обумовлено переміщенням різця відносно деталі. Як опорну точку було обрано шпиндельну бабку верстата, до якої приєднанні датчики: акселерометр ADXL 321 (D8, D9) та безконтактні датчики переміщення шпинделя D2–D4. На стенді використовувався п'єзоелектричний акселерометр із вбудованим підсилювачем на базі мікросхеми ADXL 326. Це дозволило вимірювати віброприскорення за трьома осями в діапазоні  $\pm 19g$  з нелінійністю в усьому діапазоні не більше ніж  $\pm 0,3\%$  з частотою до 1 600 Гц.

Синхронізація всіх сигналів за часом відбувається за допомогою датчика кутового положення шпинделя. Шків привода шпинделя на одному зі своїх ободків має паз (рис. 2.4), який служить «нуль-міткою» і фіксується безконтактним вимикачем моделі Valuff BES516324.

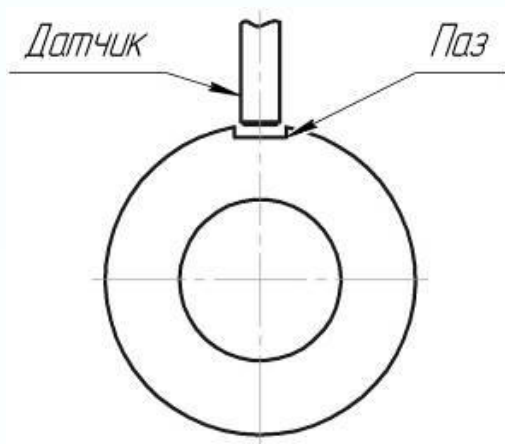


Рисунок 2.4 – Схема встановлення датчика «нуль-мітки»

Вибір найбільш вдалого способу вимірювання залежить від виду збуджувального сигналу в заздалегідь визначеному діапазоні частот і рівнів збудження, зважаючи на бажане співвідношення сигнал / шум. До того часу, як значного поширення набули алгоритми оброблення сигналів із використанням швидкого перетворення Фур'є (ШПФ), найбільш уживаним було гармонічне збудження. З його допомогою можна було отримати відгук конструкції на заданій частоті збудження. З метою охоплення всього діапазону частот випробувань частоту збудження необхідно змінювати з деяким кроком. Сучасні аналізатори ШПФ дозволяють використовувати більш складні види збудження, що створює передумови для відтворення вібрацій у широкому діапазоні частот. Необхідно мати на увазі те, що можна виділити декілька основних видів



збуджень. Зокрема, гармонічне збудження на фіксованих частотах, що характеризується порушенням послідовності впливів із використанням гармонічних сигналів на дискретно змінюваних частотах, які можуть бути рівномірно розподіленими по всьому діапазону частот випробувань.

За дискретної зміни частоти гармонічного збудження різниця між резонансною частотою конструкції і найближчою до неї частотою збудження (максимальна похибка визначення частоти резонансу) становитиме не більше ніж половину кроку збільшення частоти. Розбіжність частот збудження і резонансу може призвести до заниження пікового значення її характеристик. Максимальні похибки вимірювання відгуку конструкції відповідного вузла на резонансній частоті обумовлені кінцевим дозволом за частотою (табл. 2.1).

*Таблиця 2.1* – Максимальна відносна похибка вимірювання відгуку на резонансі за використання збудження на фіксованих частотах

Ставлення кроку збільшення частоти збудження до половини ширини резонансної кривої на рівні 0,7x	Максимальна відносна похибка	
	%	дБ
> 1	> 29,3	> 3,0
1	29,3	3,0
1/2	10,6	1,0
1/3	5,1	0,5
1/4	3,0	0,3
1/5	1,9	0,2
1/6	1,4	0,1
1/7	1,0	0,1
1/6	0,7	0,1

Крок збільшення частоти в діапазоні  $\pm 10\%$  значення резонансної частоти необхідно вибирати таким чином, щоб похибки вимірювання пікового значення характеристики (модуля) і коефіцієнта модального демпфірування були в межах 5%. Розрахунок максимально допустимого збільшення частоти визначається залежно від частоти резонансу і коефіцієнта модального демпфірування. Для частот збудження, що знаходяться за межами діапазонів резонансної або антирезонансної частот, допустимо використовувати великі збільшення частоти і менший час витримки. Тривалість збудження на кожній частоті повинна бути достатньою для досягнення сталого відгуку та отримання тимчасової вибірки того кроку, що є необхідним за обраного способу оброблення сигналу.

За контролю гармонічних збуджень зі скануванням частоти їх змінюють дискретно від нижньої до верхньої межі діапазону частот випробувань. Швидкість зміни частоти сканування повинна бути досить малою, щоб досягти

квазівстановленого відгуку конструкції. За даного виду збурень частота збудження змінюється з часом за лінійним або логарифмічним законом. В усіх випадках швидкість розгортки необхідно вибирати таким чином, щоб у діапазоні  $\pm 10\%$  резонансної частоти похибка вимірювання відгуку (модуля частотної характеристики) не перевищувала  $5\%$ .

Під час вимірювання стаціонарного випадкового збурення визначають статистичну характеристику сигналу – спектральну щільність потужності. Рекомендації щодо вибору спектральної щільності потужності сигналу, що дозволяють сконцентрувати основну частину енергії збудження в діапазоні частот випробувань за постійної амплітуди збуджувальної сили максимально досяжний, динамічний діапазон вимірювання рухливості визначається динамічним діапазоном каналу вимірювання відгуку. Для існуючих вимірювальних систем це значення є близьким до  $50$  дБ або  $300:1$ . Для того щоб розширити діапазон вимірювань, необхідно зменшити амплітуду збудження в межах резонансної частоти і збільшити в межах антирезонансної частоти. Обмеження динамічного діапазону вимірювань і спотворення частотної характеристики виникають за збуджень із постійною амплітудою, зменшення пікових значень виникає внаслідок обмеження сигналу і підйом западин – унаслідок наявності шуму. За цього способу збудження моди вібрації з власними частотами в межах діапазону частот випробувань збуджуються одночасно.

До видів збурень, що також здатні викликати одночасну наявність у відгуках усіх мод у діапазоні частот випробувань відносять: псевдовипадкові, гармонічні збурення з лінійної частотної модуляції, збурення періодичності послідовності імпульсів, періодичні випадкові збурення. Основним методом оброблення сигналів вищезазначених збурень є метод синхронного накопичення. Однак для кожного з них є окремі особливості накопичення інформації про сигнал. Так, для псевдовипадкового або полігармонічного збурення сигнал синтезується в цифровому вигляді в частотній області для надання бажаної форми спектра сигналу. На основі цього спектра за допомогою оберненого перетворення Фур'є генерується періодично повторюваний цифровий сигнал, який потім перетворюється на аналоговий сигнал керування віброзбуренням. За гармонічного збурення з лінійною частотною модуляцією сигнал періодично зростає і зменшується лінійно за часом у межах заданого діапазону. Сигнал генерується або в цифровій формі, або за допомогою генератора розгортки. Для поліпшення співвідношення сигнал / шум сигнал синхронно усереднюють за часом. За збурення періодичної послідовності імпульсів сигнал генерується в цифровому вигляді з періодичним повторенням імпульсної функції заданої форми. Сигнальний процесор повинен бути

синхронізований із генератором сигналів. Імпульс передається в експоненціальній або полісинусоїдальній формі таким чином, щоб задовольнити вимоги до частот збурення. Періодичне випадкове збурення характеризується поєднанням властивості випадкового і псевдовипадкового збурень. Зокрема, в аспекті того, що вони задовольняють умови періодичності, але в той самий час змінюється з часом так, що впливають на конструкції подібно до випадкового збурення. За цього способу вимірювання збурення частотної характеристики визначається усередненням за різним псевдовипадковим збуренням.

Таким чином, під час вибору моделі датчика переміщення керувалися такими вимогами:

- принцип дії датчика – безконтактний;
- поперечна чутливість перетворювача – мінімальна;
- закріплення датчика вздовж осі вимірювання повинно бути жорстким.

Робочий діапазон частот датчика повинен бути не меншим, ніж діапазон частот коливань токарних верстатів, – 50–3 500 Гц [97], чутливість датчика – не менше ніж 0,01 мм.

У дослідженнях [97] обґрунтована доцільність використання для вимірювання переміщень шпинделя за трьома осями аналогового струмовихрового датчика моделі XS1 M18AB120 фірми IFM Electronic (Франція), оскільки його технічні характеристики (табл. 2.2) повною мірою задовольняють перелічені вимоги. Тому для вимірювання величин переміщень шпинделя токарного верстата, розміщеного на стенді, за трьома осями (див. рис. 2.2) за його коливань використовували саме ці датчики, які жорстко кріпилися на корпусі стенда за допомогою різі M18×1,5. АЧХ датчика XS1 M18AB120 компанії IFM Electronic наведено на рисунку 2.5.

Таблиця 2.2 – Технічна характеристика датчика XS1 M18AB120

Тип датчика	Аналоговий
Принцип дії	Струмовихровий
Зазор під час установлення відносно відповідної поверхні шпинделя	0,5–5 мм
Напруга живлення	10–38 В
Робочий інтервал частот	1 300 Гц
Максимальна робоча частота	3 500 Гц (зменшення амплітуди в межах 14 % (–8,5 дБ))

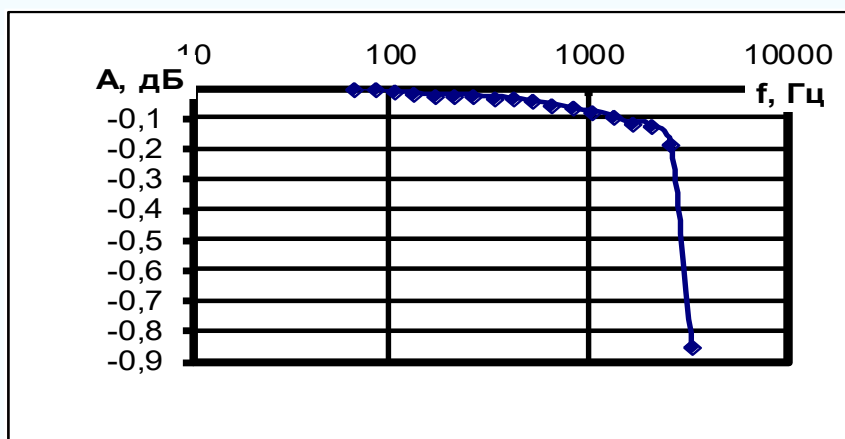


Рисунок 2.5 – АЧХ датчика XS1 M18AB120 компанії IFM Electronic [97]

### 2.3 Вибір датчиків для вимірювання віброприскорень

Вимірювання віброприскорень у процесі коливань робочих органів стенда проводили за допомогою датчиків ADXL321 та ADXL326 компанії Analog devices. Технічні характеристики датчиків наведені в таблиці 2.3. Калібрування датчиків на відповідність основним заявленим технічним характеристикам проведено в ТОВ «Насостехкомплект» на стенді VEB ROBOTRON 11076.

Таблиця 2.3 – Основні технічні характеристики акселерометрів

Датчик	ADXL321	ADXL326
Кількість робочих осей	2	3
Максимальне робоче значення віброприскорення, g	±18	±19
Нелінійність у межах робочого діапазону, %	0,2	0,3
Чутливість, mV/g	57	57
Температурна зміна чутливості, %/°C	0,01	0,01
Типовий рівень шуму, $\mu\text{g}/\text{Hz}^{0.5}$	320	300
Максимальна робоча частота, Гц	2 500	1 600
Тип датчика	Аналоговий	Аналоговий

Вибір датчиків відбувається таким чином, щоб запис усіх сигналів можна було здійснювати за допомогою одного пристрою і водночас не була порушена синхронізація одержаних сигналів у часі. Оскільки всі датчики є аналоговими, для зручності запису та оброблення даних використано аналого-цифровий перетворювач (АЦП) моделі LTR-22 компанії L-CARD. LTR-22

призначений для реєстрації динамічних віброакустичних сигналів із можливістю подальшого програмного спектрального аналізу (табл. 2.4).

Таблиця 2.4 – Основні технічні характеристики АЦП [L-card]

<b>АЦП LTR-22</b>													
Кількість каналів	4 з диференціальним входом												
Розрядність АЦП	16 біт												
Піддіапазони вимірювання вхідного сигналу	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В, $\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ												
Частота перетворення АЦП	Від 3,472 кГц до 78,125 кГц (задається формулою та фіксованою сіткою частот)												
Вхідний опір диференціального входу, не менше ніж	10 МОм												
Гранично допустимі напруги на аналогових входах (захист входів)	$\pm 20$ В												
Межі основної зведеної похибки вимірювання напруги постійного струму на частотах перетворення АЦП 78,125 кГц; 39,062 кГц; 17,361 кГц:	$\pm 1,0$ % (піддіапазон $\pm 30$ мВ) $\pm 0,5$ % (піддіапазон $\pm 100$ мВ) $\pm 0,2$ % (піддіапазони $\pm 300$ мВ, $\pm 1$ В, $\pm 3$ В, $\pm 10$ В)												
Межі допустимої основної зведеної (за кінцевим значенням діапазону) похибки вимірювання напруги середньоквадратичного значення змінного струму (без нормування АЧХ) на частоті перетворення АЦП 78,125 кГц	<p>За частоти вхідного сигналу 0,02–5 кГц для піддіапазонів:</p> <table border="1"> <tr> <td><math>\pm 0,15</math> %</td> <td><math>\pm 10</math> В, <math>\pm 3</math> В, <math>\pm 1</math> В</td> </tr> <tr> <td><math>\pm 0,3</math> %</td> <td><math>\pm 300</math> мВ, <math>\pm 100</math> мВ, <math>\pm 30</math> мВ</td> </tr> </table> <p>За частоти вхідного сигналу 5–15 кГц для піддіапазонів:</p> <table border="1"> <tr> <td><math>\pm 0,5</math> %</td> <td><math>\pm 10</math> В, <math>\pm 3</math> В, <math>\pm 1</math> В</td> </tr> <tr> <td><math>\pm 1</math> %</td> <td><math>\pm 300</math> мВ, <math>\pm 100</math> мВ, <math>\pm 30</math> мВ</td> </tr> </table> <p>За частоти вхідного сигналу 15–25 кГц для піддіапазонів:</p> <table border="1"> <tr> <td><math>\pm 2</math> %</td> <td><math>\pm 10</math> В, <math>\pm 3</math> В, <math>\pm 1</math> В</td> </tr> <tr> <td><math>\pm 4</math> %</td> <td><math>\pm 300</math> мВ, <math>\pm 100</math> мВ, <math>\pm 30</math> мВ</td> </tr> </table>	$\pm 0,15$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В	$\pm 0,3$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ	$\pm 0,5$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В	$\pm 1$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ	$\pm 2$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В	$\pm 4$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ
$\pm 0,15$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В												
$\pm 0,3$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ												
$\pm 0,5$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В												
$\pm 1$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ												
$\pm 2$ %	$\pm 10$ В, $\pm 3$ В, $\pm 1$ В												
$\pm 4$ %	$\pm 300$ мВ, $\pm 100$ мВ, $\pm 30$ мВ												
Коефіцієнт пригнічення синфазної перешкоди 50 Гц в диференціальному режимі	Не менше ніж 80 дБ												
Міжканальне проходження синусоїдального сигналу 1 кГц на всіх піддіапазонах	Не більше ніж -80 дБ												

## 2.4 Дослідження статичної жорсткості шпинделя токарно-гвинторізного верстата моделі 1700ВФ30 у складі експериментального стенда

Для дослідження статичної жорсткості шпинделя модернізованого токарно-гвинторізного верстата моделі 1700ВФ30, що є у складі експериментального стенда (див. рис. 2.2 а), розроблено та виготовлено спеціальний пристрій (рис. 2.6). Основною особливістю цього дослідження є можливість вимірювання статичної жорсткості шпинделя вздовж будь-якої осі, що лежить як в одній площині з віссю шпинделя, так і є перпендикулярною до неї. Пристрій складається з корпусу 2 зі шкалою для визначення кутового положення й закріпленого в трикулачковому патроні, розміщеному на шпинделі верстата. У різцетримачі верстата встановлена спеціальна оправка 1.

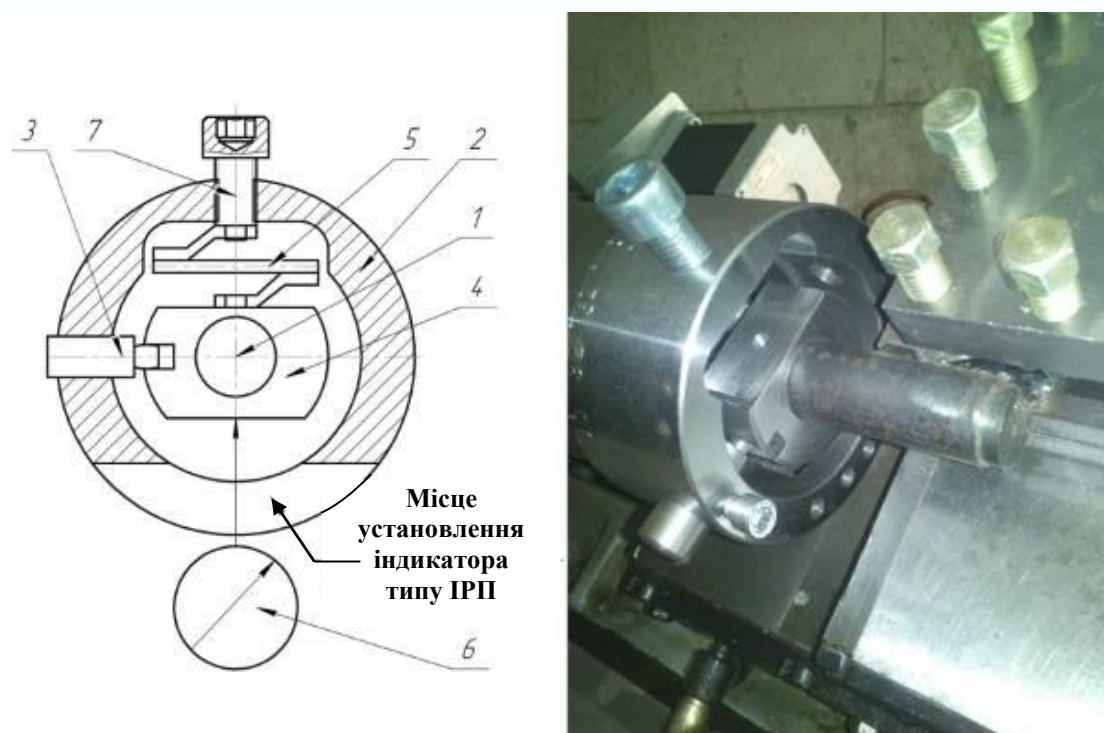


Рисунок 2.6 – Пристрій для вимірювання жорсткості шпинделя в площині, що є перпендикулярною до осі шпинделя

За першого встановлення пристосування на верстат у корпус 2 замість ексцентрика 3 встановлюють різець для обточування оправки. Таким чином, шпиндель із корпусом стають співвісні з оправкою. На вісь встановлюється опорний майданчик (4) для опори тензодатчика (5) та вимірювальної ніжки індикатора (6). Ексцентрик служить для регулювання кутового положення опорної площадки відносно корпусу. Вимірювання проводяться таким чином. При визначеному кутовому положенні пристосування щодо вузлів стенду, за допомогою гвинта (7) створювалось необхідне зусилля навантаження вузлів

стенда, яке фіксується тензодатчиком. За допомогою індикатора ІРБ (6) фіксувалося переміщення оправки пристосування щодо корпусу пристосування.

Експериментальне визначення статичної жорсткості шпинделя токарно-гвинторізного верстата виконували зміною кутового положення пристосування відповідно до заданого зусилля, яке контролюється за допомогою тензодатчиків аналоговим вимірюванням переміщення оправки відносно корпусу пристосування (табл. 2.5, рис. 2.7 а).

Змінюючи кутове положення пристрою дослід повторюється три рази. На основі систематизації результатів вимірювання статичної жорсткості було побудовано діаграму жорсткості стану (рис. 2.7 б).

*Таблиця 2.5* – Результати вимірювання статичної жорсткості шпинделя токарно-гвинторізного верстата моделі 1700ВФ30

Кутове положення оправки, град.	Переміщення, мкм	Зусилля, Н	Жорсткість, Н/мкм
0°	10	32,6	3,26
	20	98,6	4,93
	30	143,6	4,79
	40	159,2	3,98
	50	166,8	3,34
	60	172,8	2,88
	70	179,1	2,56
	80	188,5	2,36
	90	192,8	2,14
	100	205,6	2,06
45°	10	40,6	4,06
	20	94,3	4,72
	30	137,5	4,58
	40	145,6	3,64
	50	154,3	3,09
	60	160,3	2,67
	70	170,2	2,43
	80	180,6	2,26
	90	191,3	2,13
	100	200,5	2,01
60°	10	37,6	3,76
	20	71,5	3,58
	30	106,6	3,55
	40	167,4	4,19
	50	189,2	3,78
	60	203,1	3,39
	70	210,8	3,01

Продовження таблиці 2.5

Кутове положення оправки, град.	Переміщення, мкм	Зусилля, Н	Жорсткість, Н/мкм
	80	218,8	2,74
	90	227,3	2,53
	100	237,5	2,38
90°	10	120	12,00
	20	170	8,50
	30	190	6,33
	40	200	5,00
	50	208,4	4,17
	60	215,5	3,59
	70	225,4	3,22
	80	234,4	2,93
	90	243	2,70
	100	250,2	2,50
135°	10		0,00
	20	40,3	2,02
	30	59,2	1,97
	40	95	2,38
	50	128,5	2,57
	60	147,5	2,46
	70	161,9	2,31
	80	166,6	2,08
	90	169,3	1,88
	100	175,8	1,76
180°	10	38,9	3,89
	20	67	3,35
	30	92,3	3,08
	40	123,7	3,09
	50	168,5	3,37
	60	189,5	3,16
	70	194,5	2,78
	80	202,2	2,53
	90	207,5	2,31
	100	212,6	2,13
270°	10	27,6	2,76
	20	38	1,90
	30	65,9	2,20
	40	103,6	2,59
	50	120,6	2,41
	60	128,3	2,14
	70	134,6	1,92



Продовження таблиці 2.5

Кутове положення оправки, град.	Переміщення, мкм	Зусилля, Н	Жорсткість, Н/мкм
	80	141,3	1,77
	90	150,5	1,67
	100	160,9	1,61
315°	10	27,9	2,79
	20	93,7	4,69
	30	157,1	5,24
	40	189,6	4,74
	50	194,5	3,89
	60	199,9	3,33
	70	205,6	2,94
	80	214	2,68
	90	219,5	2,44
	100	226	2,26

Зважаючи на характер діаграми статичної жорсткості, можна зробити висновок про неоднорідність просторової жорсткості пружної системи, що істотно впливає на точність оброблення на верстаті та сприяє появі макро- (точність) і мікро- (шорсткість) похибок на оброблюваній деталі. Побудована діаграма статичної жорсткості верстата, дозволяє визначати величини деформацій підсистем верстату від діючих силових навантажень, що дозволяє визначити відтиснення інструменту від деталі в процесі різання, які обумовлюють точність оброблення на верстаті – відхилення від ідеальних розмірів. За зміни напрямку діючої сили змінюється величина відтиснення, яка визначає відхилення від ідеальної геометричної форми оброблюваних деталей. Діаграма показує, що максимальна жорсткість верстата в напрямку прикладання навантаження до станини, в бік напрямку максимальної сили різання.

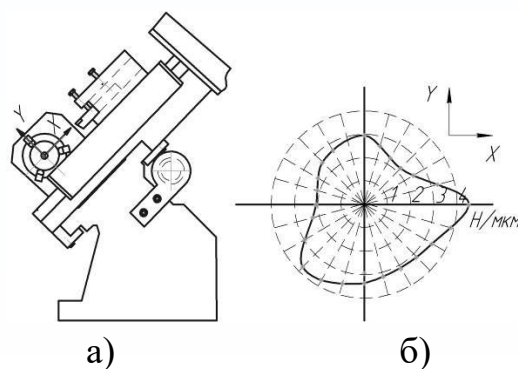


Рисунок 2.7 – Вимірювання жорсткості шпинделя верстата

## 2.5 Методика дослідження амплітудно-частотних характеристик верстата

Амплітудно-частотну характеристику (АЧХ) верстата знімали за допомогою вібродіагностичного обладнання з датчиками KD-35 (табл. 2.6), які були по черзі встановлені на різні вузли верстата уздовж різних осей координат. Датчик KD-35 працює спільно з вібровимірювачем, що дозволяє виконувати вимірювання віброприскорень, віброшвидкостей та вібропереміщень у частотних діапазонах від 2 Гц до 15 і 10 кГц по трьох каналах, а також установлювати зворотний зв'язок у разі визначення параметрів механічних вібрацій.

Датчик KD-35 має легкий металевий корпус, вага якого становить 28 Г. Установлення та закріплення датчика реалізоване за допомогою різьбового з'єднання М5, що забезпечує надійну фіксацію датчика та уникнення перекручення приєднаних дротів та пошкодження приєданого кабелю.

Таблиця 2.6 – Технічні характеристики п'єзоелектричного датчика KD-35

Технічний параметр, одиниця вимірювання	Значення
Чутливість, мВ/Г	50
Частотна характеристика, кГц	20
Робочий діапазон частот, Гц	5–5 000
Опір ізоляції, Ом	109
Поперечна чутливість, %	≤ 5
Максимальне контрольоване прискорення, м/с <sup>2</sup>	3 000
Матеріал корпусу датчика	Алюміній
Вага, Г	28
Кріплення	М5
Спосіб приєднання кабелю	Бокове

Для одержання амплітудно-частотних характеристик (рис. 2.8) обороти шпинделя верстата збільшували впродовж 270 секунд до 10 000 об/хв, потім зменшували їх із такою самою швидкістю до 0 об/хв.

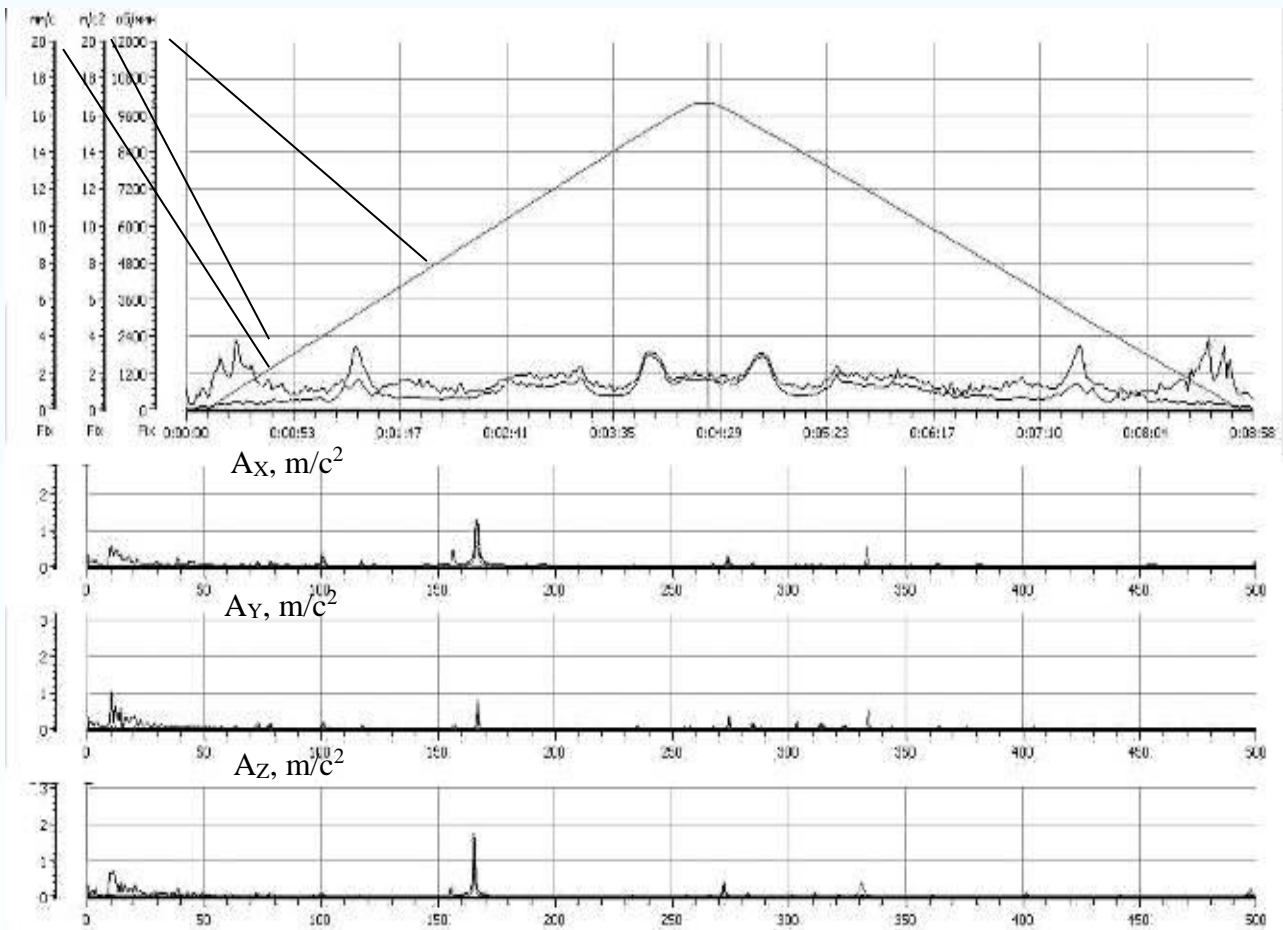


Рисунок 2.8 – Амплітудно-частотна характеристика експериментального стенда

Підсумкові дослідження АЧХ показали наявність декількох діапазонів власних резонансних частот. Перша власна частота в діапазоні 10–30 Гц, друга – близько 100 Гц, третя – в діапазоні 155–170 Гц.

Для дослідження биття шпинделя під час обертання в усьому діапазоні частот використаний безконтактний вимірювач величин переміщень, який був приєднаний до аналого-цифрового перетворювача LTR-212 (див. табл. 2.4). Зчитування сигналу АЦП виконували за допомогою програми «Power Graph» [98], призначеної для запису, оброблення, візуалізації й зберігання аналогових сигналів у режимі реального часу.

Інформація, одержувана за допомогою інструментів програми «Power Graph», дозволяє виконувати редагування, математичне оброблення та аналіз даних для більш компактного зберігання, імпорту й експорту всіх вимірюваних даних. Реєстрація даних згідно з цією програмою виконується в такій послідовності:

- попередній моніторинг вхідного сигналу;
- налаштування і калібрування каналів збирання даних;
- вибір набору каналів для реєстрації даних;

- вибір частоти реєстрації даних;
- апаратна та програмна синхронізація збирання даних;
- збереження даних.

Візуалізація даних, а саме їх відображення за допомогою програмного осцилографа, дозволяє налаштувати ефективну систему графічного подання великих обсягів даних зі зручним форматом шкали часу та контрольованого параметра. Наявні в програмі інструменти оброблення даних дозволяють виконувати такі параметри цифрового оброблення сигналів:

- калібрування і коригування;
- частотне й амплітудне фільтрування;
- диференціювання, інтегрування та розрахунок параметрів циклічних сигналів у режимі реального часу.

За допомогою інструментів аналізу даних можна виконати багатофункціональний спектральний аналіз, побудову спектральних графіків, розрахунок статистичних значень у заданих частотних смугах. Це дозволяє здійснювати безперервну реєстрацію даних із подальшою побудовою спектрів у режимі реального часу.

Наприклад, використання осцилографа програми Power Graph у наших дослідженнях дозволило встановити залежність амплітуди коливань шпинделя від частоти його обертання (рис. 2.9).

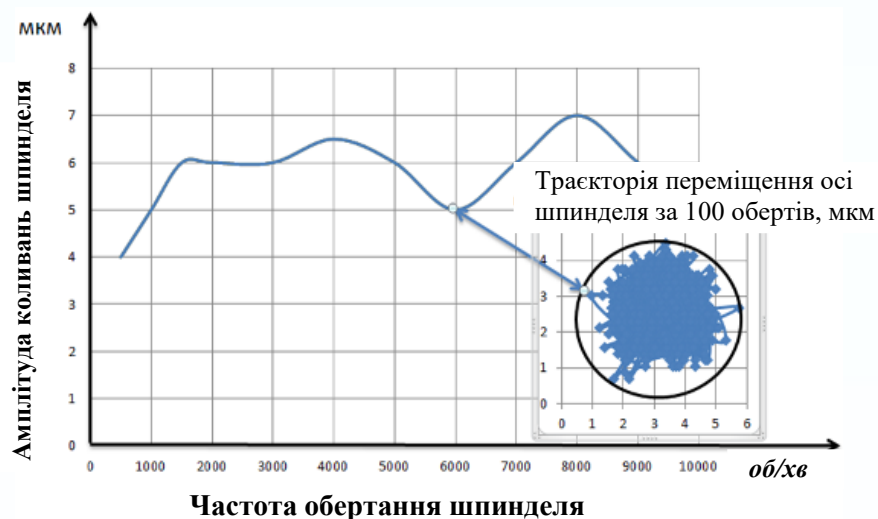


Рисунок 2.9 – Залежність амплітуди коливань шпинделя від частоти обертання на холостому ході

Аналізуючи одержану криву, можна побачити взаємозв'язок значень коливань шпинделя на відповідних частотах зі значеннями власних частот коливань станда. Так, наприклад, резонансна частота 100 Гц, що відповідає 6 000 об/хв, призводить до зменшення амплітуди коливань шпинделя більше ніж на 20 %.

## 2.6 Методика модуляції сигналу задання

Для обертання шпинделя із заданою частотою система ЧПК виробляє сигнал задання постійного струму  $U_3$ , який пропорційний потрібній частоті обертання шпинделя.

Для того щоб можна було фіксувати та змінювати амплітуди й частоти досліджуваних коливань, сигнал, що надходить від системи числового програмного керування, запропоновано використовувати модулятор (рис. 2.10), який являє собою АЦП для перетворення постійного струму на синусоїдальний (рис. 2.11). Контролювання частот обертання шпинделя за їх зміни проводять за допомогою індуктивного датчика Balluff 516-324 (Д), АЦП LTR-22 та ПК. Принципова схема роботи модулятора показана на рисунку 2.12.

Модулятор (рис. 2.12) має дві основні складові частини: генератор та суматор. Генератор виробляє сигнал синусоїдальної форми, амплітуда якого пропорційна глибині модуляції обертання шпинделя, а частота сигналу – частоті модуляції. За допомогою суматора ці два сигнали складаються та подаються на силовий перетворювач привода головного руху, що дозволяє змінювати частоту обертання шпинделя із заданими глибиною та частотою модуляції та дає можливість керувати зривом регенерації автоколивань за рахунок відбудови від різання «по сліду».

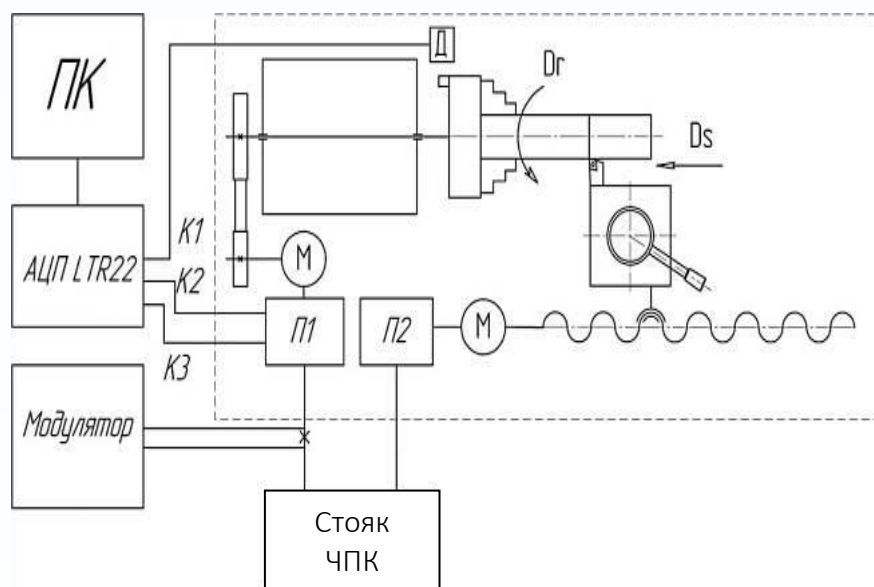


Рисунок 2.10 – Приклад установлення модулятора на базі токарного верстата з ЧПК моделі 16К20 Ф3

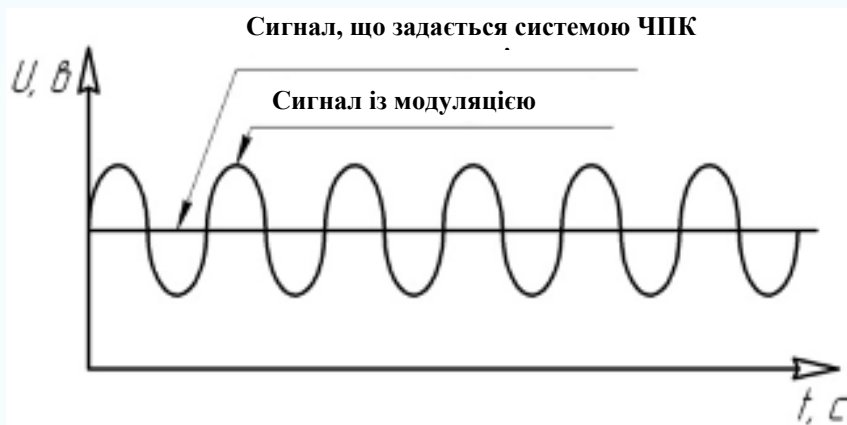


Рисунок 2.11 – Перетворення модулятором сигналу з ЧПК

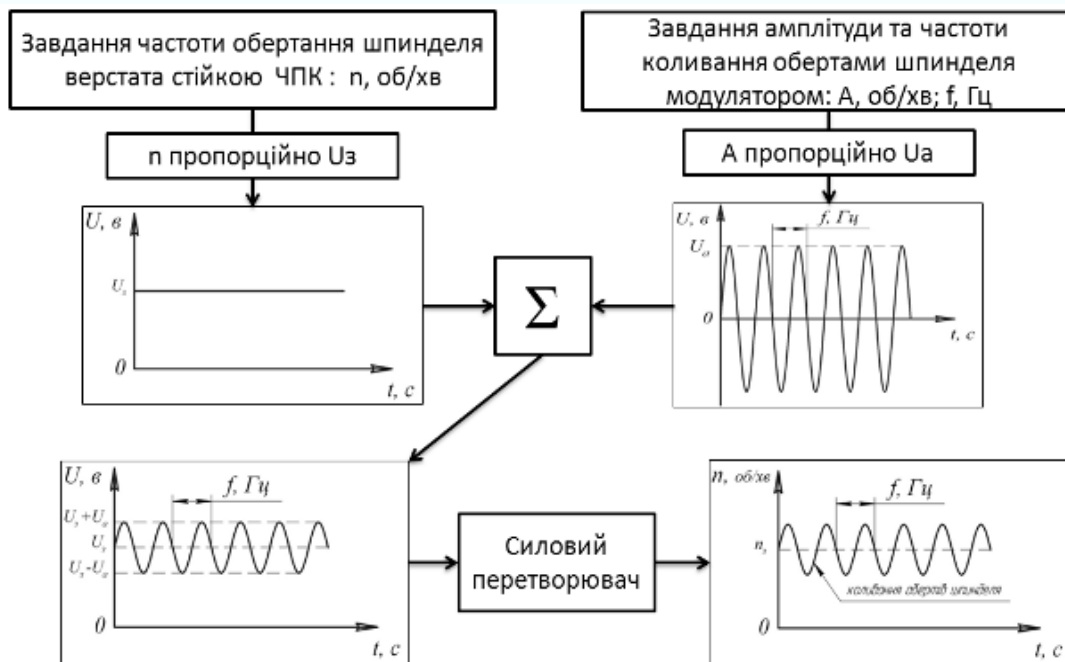


Рисунок 2.12 – Принципова схема роботи модулятора

## 2.7 Методика контролю якості обробленої поверхні

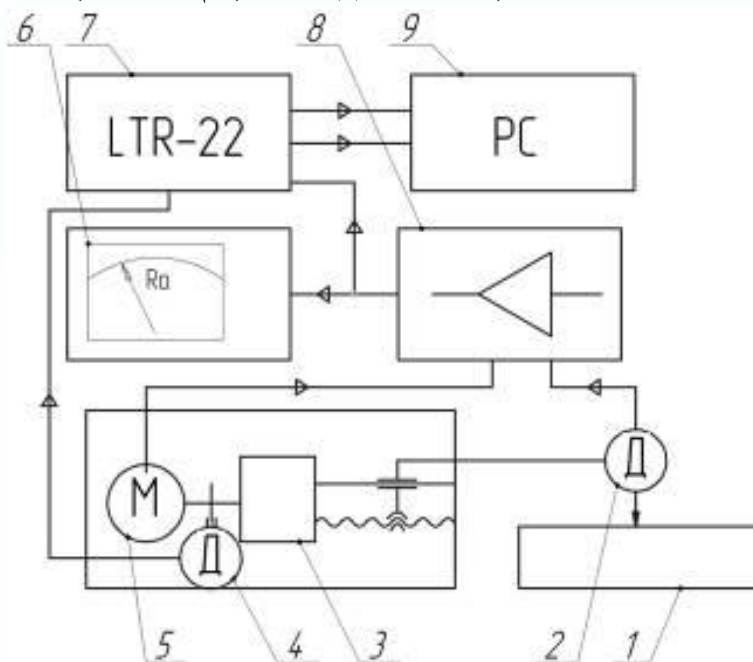
На основі літературного огляду виявлено, що шорсткість і хвилястість оброблених у процесі токарного оброблення поверхонь деталей машин є одними з найбільш значущих показників їхньої якості. Ці дві характеристики якості оброблених поверхонь взаємозв'язані з точністю розмірів – високій точності завжди відповідає мала шорсткість і хвилястість поверхні. Це визначається не лише експлуатаційними параметрами виробу, а й необхідністю одержання сталих і надійних результатів вимірювання. Шорсткість обробленої поверхні також може забезпечити одержання інформації про динамічний стан елементів процесу різання (вібрації), наприклад, шпинделя, оброблюваної деталі, інструменту тощо.

Вимірювання шорсткості обробленої поверхні виконували за допомогою профілометра моделі П-283, основні технічні характеристики якого наведені в таблиці 2.7.

Таблиця 2.7 – Основні технічні характеристики профілометра моделі П-283 [101]

Параметр вимірюваної шорсткості	Ra
Діапазон вимірювання, мкм	0,02–10
Межа допустимої систематичної складової похибки, %	10
Межа допустимого середньоквадратичного відхилення випадкової складової похибки, %	2
Значення відсічки кроку, мм	0,25; 0,8
Радіус кривизни вершини щупа, мкм	10
Радіус кривизни опорної частини датчика, мм	50

Для оцінювання динамічного стану процесу оброблення за шорсткістю поверхні профілометр П-283 було модернізовано. Наприклад, було встановлено два засоби реєстрації параметрів вимірювання: відхилення положення щупа залежно від мікропрофілю поверхні та поздовжнього переміщення щупа. Як записувальний пристрій використано АЦП моделі LTR-22. Принципова схема системи модернізації профілометра П-283 (рис. 2.13) складається з: 1 – деталь із поверхнею, в якій виконується вимірювання параметра шорсткості Ra; 2 – датчик Д з вимірювальним щупом (голкою); 3 – редуктор; 4 – датчик підрахунку кількості обертів двигуна М; 5 – двигун М привода щупа; 6 – показник шорсткості; 7 – АЦП; 8 – підсилювач; 9 – ПК.



Рисунки 2.13 – Принципова схема модернізації профілометра П-283

Принцип роботи системи модернізації профілометра під час оцінювання ступеня впливу тих чи інших факторів на шорсткість обробленої поверхні є таким. Реєстрація довжини переміщення голки вимірювального щупа 2 відбувається вимірюванням кількості обертів приводного двигуна 5.

Коефіцієнт співвідношення між одним оборотом двигуна та величиною переміщення вимірювальної голки становить 0,0319 мм/об. Кількість обертів за одне вимірювання реєструється датчиком 4 та передається на АЦП 7.

Відхилення голки 2 від нульового положення під час вимірювання реєструється датчиком Д профілометра. Сигнал подається на підсилювач 8. Після підсилення сигнал реєструється за допомогою АЦП 7 та фіксується (реєструється) приладом 6, який може показувати фактичні значення висот мікронерівностей (вимірної шорсткості). Зареєстровані сигнали з датчиків передаються на ПК, де в подальшому обробляються за допомогою спеціально розробленої програми та реєструються у вигляді відповідних параметрів шорсткості обробленої поверхні.

Проведена модернізація профілографа П-283 дозволила виконати також вимірювання реальної довжини поверхні, що дозволило простежити переміщення вершини різця вздовж осі деталі за заданих величин частот обертання шпинделя та подач у процесі точіння. Як було зазначено вище, апаратно описана модернізація була реалізована використанням датчика обертів приводного двигуна М та вимірювальної голки 2, а одержаний сигнал у цифровому вигляді передавався через АЦП LTR 212 на ПК, що дозволило виконати спектральний аналіз шорсткості обробленої поверхні.

Основною метою модернізації профілометра є додавання до профілограми реальної довжини вимірювальної поверхні. Це дозволяє не лише встановлювати значення шорсткостей за  $Ra$  або  $Rz$ , а й вимірювати величину переміщення вершини різця вздовж осі деталі залежно від величин частот обертання шпинделя та подач під час оброблення. До базової конструкції профілометра додано датчик 4, що реєструє кожний оберт приводного двигуна 5, що відповідає переміщенню вздовж осі деталі 1 голки вимірювального щупа 2 на величину 0,0319 мм. Таким чином, під час вимірювання шорсткості з'явилася можливість виявити залежність відхилення  $Ra$  в мкм на відповідній довжині його вимірювання в мм, що фіксується в цифровому вигляді за допомогою ПК.

Синхронізація результатів вимірювання амплітуд коливань вузлів верстата з аналізом параметрів шорсткості обробленої поверхні здійснювався за алгоритмами, наведеними на рисунку 2.14.



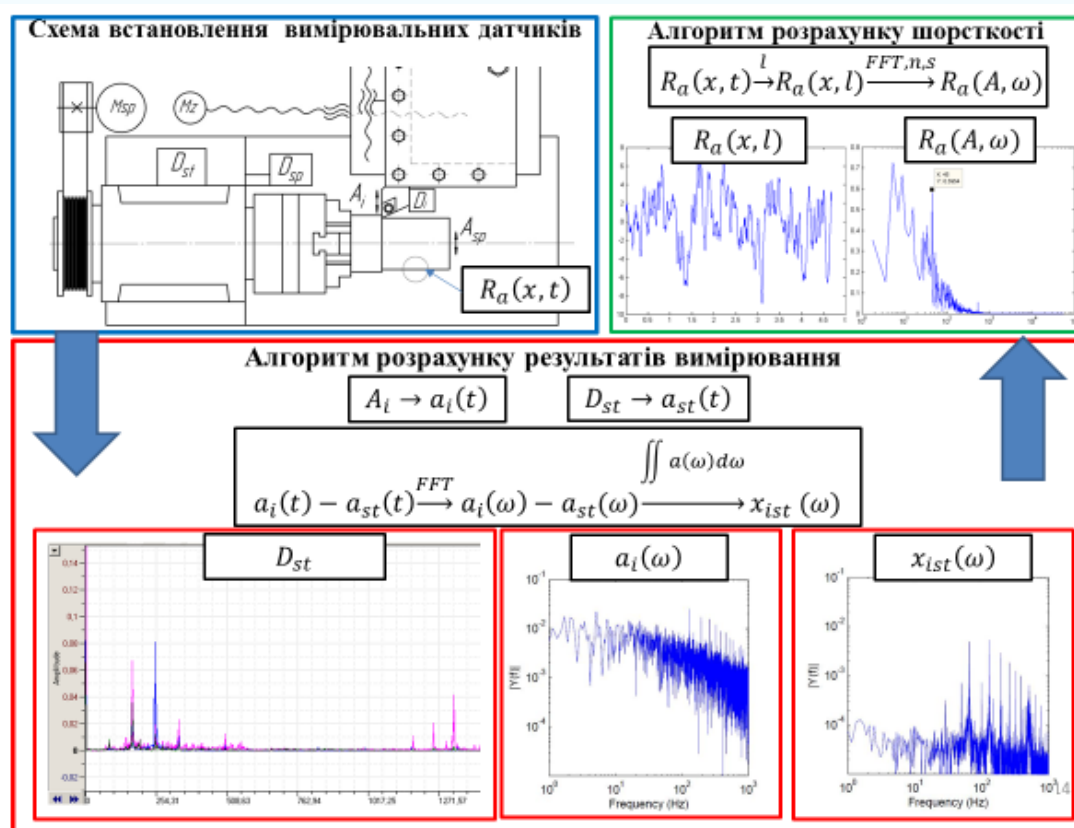


Рисунок 2.14 – Алгоритми контролю параметрів якості обробленої поверхні та синхронізації результатів вимірювання амплітуд коливань за допомогою датчиків експериментального стенда

Результати вимірювання за допомогою датчика  $D_i$  амплітуд коливань у системі залежно від часу оброблення ( $a_i = a_i(t) = f(t)$ ) використовуються у виразі  $a_i(t)$ . Ці значення амплітуд є відносними щодо базового (нульового) рівня коливань технологічної системи, за які беруть показники датчика  $D_{st}$  і записують у вираз у вигляді додатка  $a_{st}(t)$ . Після швидкого перетворення Фур'є ці значення набирають вигляду показників амплітуд від часу  $t$  та частот  $\omega$  коливань відповідних вузлів і після подвійного інтегрування різниці амплітуд на кожній із частот коливань різця та шпindelної бабки визначити числові значення коливань в одиницях довжини. На підставі одержаних таким методом результатів і точної інформації про відносні коливання інструменту, шпинделя та заготовки в кожний конкретний момент часу за зміни параметрів режиму різання ( $V, S, t$ ) можна дослідити вплив частоти обертання та подачі на висоту мікронерівностей на обробленій поверхні за рахунок зміни динамічного стану (параметрів коливань) відповідних елементів обробної системи.

## 2.8 Вибір і обґрунтування оброблюваних та інструментальних матеріалів і різальних інструментів для проведення експериментів

Експериментальні дослідження проведено під час точіння заготовок із діаметрами 17–50 мм і довжиною 40 мм із матеріалів:

– дюралюміній Д16Т (табл. 2.8 та 2.9), який обрано з міркувань мінімізації впливу інтенсивності зношування різального інструменту на досліджувані динамічні процеси;

– загартована легована сталь 40Х (табл. 2.10 та 2.11), яка має твердість НРС 52-57. Цей матеріал обрано як оброблюваний із метою дослідження впливу модуляції сигналу задання на висоту мікронерівностей обробленої поверхні.

Таблиця 2.8 – Хімічний склад сплаву Д16Т (%) згідно з ГОСТом 4784-97 [103]

Fe	Si	Mn	Cr	Ti	Al	Cu	Mg	Zn
До 0,5	До 0,5	0,3–0,9	До 0,1	До 0,15	90,9–94,7	3,8–4,9	1,2–1,8	До 0,25

Таблиця 2.9 – Фізико-механічні властивості сплаву Д16Т згідно з ГОСТом 4784-97 [103]

Властивість матеріалу, одиниця вимірювання	Значення параметра
Модуль пружності першого роду Е, МПа	2,14
Густина $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	7 820
Межа короткотривалої міцності $\sigma_b$ , МПа	980
Межа пропорційності $\sigma_T$ , МПа	785
Відносне видовження під час розтягнення $\delta$ , %	10
Ударна в'язкість, КСУ, кДж/м <sup>2</sup>	590
Твердість, НРС	52–57

Таблиця 2.10 – Хімічний склад сталі 40Х (%) згідно з ГОСТом 4543-71

C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	Cu	Fe
0,36–0,44	0,17–0,37	0,5–0,8	До 0,3	До 0,035	До 0,035	0,8–1,1	До 0,3	97,5–98

Таблиця 2.11 – Фізико-механічні властивості сталі 40Х згідно з ГОСТом 4543-71 [104]

Властивість матеріалу, одиниця вимірювання	Значення параметра
Модуль пружності першого роду Е, МПа	0,72
Густина $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	2 770
Межа короткотривалої міцності $\sigma_b$ , МПа	390–410
Межа пропорційності $\sigma_T$ , МПа	275–295
Відносне видовження під час розтягнення $\delta$ , %	8–10
Твердість, НВ	105

### 2.7.1 Призначення умов оброблення алюмінієвого сплаву в процесі досліджень

Ураховуючи ту обставину, що точіння з високою частотою обертання заготовки обумовлює наявність підвищених вібрацій шпинделя та інструменту з максимального зменшення впливу радіальної складової сили різання  $P_y$  на вібраційні процеси під час оброблення поверхонь, що мають малі діаметри (до  $\varnothing 20$  мм), яка водночас може впливати на динамічний стан ТОС значно більше, ніж багато інших факторів, наприклад,  $V$ ,  $\alpha$ ,  $\varphi_1$  тощо, обрано інструмент (різець) з головним кутом у плані  $\varphi \approx 93^\circ$ . Точіння виконувалося лівим прохідним різцем із державкою квадратного перерізу  $16 \text{ мм} \times 16 \text{ мм}$  довжиною  $100 \text{ мм}$  із кріпленням гвинтом твердосплавної однобічної різальної пластини ромбічної форми (рис. 2.15) зі стружколомними канавками і довжиною різальної кромки  $L = 9,525 \text{ мм}$  (ISO 1832-1991 (SCJCL1616H09) [102]).

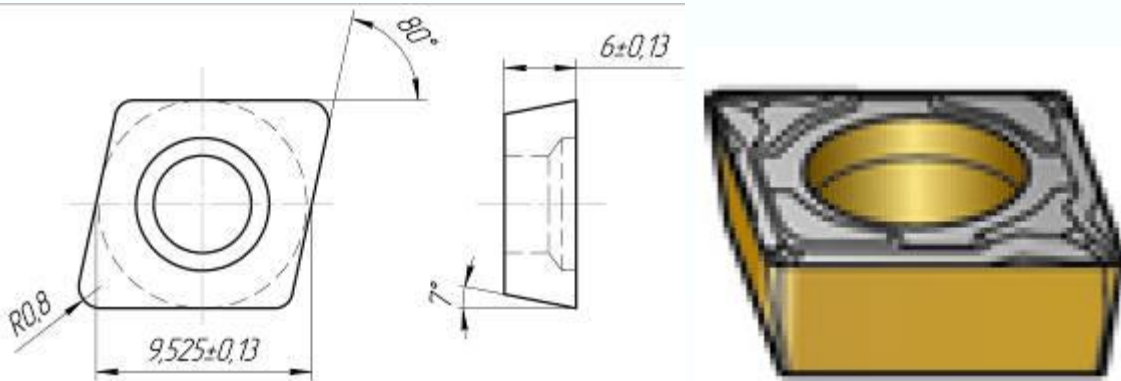


Рисунок 2.15 – Геометричні параметри твердосплавної пластини для оброблення алюмінієвого сплаву [102]

Задній кут  $\alpha = 7^\circ$ . Товщина пластини –  $6 \text{ мм}$ , довжина головної різальної кромки –  $9,525 \text{ мм}$ , кут біля вершини  $\varepsilon = 80^\circ$ , радіус вершини  $r_e = 0,4 \text{ мм}$ . Точність виготовлення лінійних розмірів пластини  $\pm 0,13 \text{ мм}$ . Пластина виконана фірмою Sandvik Coromant з твердого сплаву GC4235 (ISO 1832-1991 (CCMT09 03 08 PF) [102]) з великим розміром зерна карбиду вольфраму (в альфа-фазі) та кобальту (у бета-фазі), що забезпечує високу твердість та стійкість до зношення. Пластина покрита двошаровим покриттям: перший шар – з нітриду титану TiCN, який нанесений методом фізичного осадження, – служить для забезпечення механічної міцності та зносостійкості пластини; другий шар – з оксиду алюмінію  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , нанесений методом хімічного осадження, – служить для забезпечення стійкості за хімічного дослідження впливу частоти обертання заготовки на вихідні показники процесу оброблення з дюралюмінієвого сплаву марки Д16Т, його виконано за сталих параметрів режиму різання – швидкості різання  $V = 500 \text{ м/хв}$ , подачі  $S = 0,05 \text{ мм/об}$ , глибини різання  $t = 0,5 \text{ мм}$ , але змінних діаметрів оброблюваних поверхонь і

відповідно частот обертання шпинделя (табл. 2.12) та термічного виду зношування за оброблення алюмінієвих сплавів.

У цій таблиці наведені частоти обертання шпинделя під час точіння заготовки зі змінними значеннями діаметрів оброблюваних поверхонь (точіння заготовки з початковим діаметром 50 мм за постійної швидкості різання  $v = 500$  м/хв). Розміри оброблюваних поверхонь заготовки підібрано таким чином, щоб зміна її жорсткості істотно не впливала на процес оброблення.

*Таблиця 2.12 – Варіювання частот обертання шпинделя за  $v = \text{const}$*

№ пор.	Діаметр до оброблення, мм	Діаметр після оброблення, мм	Частота обертання, об/хв
1	50	49	3 185
2	48,5	47,5	3 280
3	47	46	3 390
4	45,5	44,5	3 500
5	44	43	3 620
6	42,5	41,5	3 745
7	41	40	3 885
8	39,5	38,5	4 030
9	38	37	4 190
10	36,5	35,5	4 365
11	35	34	4 550
12	33,5	32,5	4 750
13	32	31	4 975
14	30,5	29,5	5 220
15	29	28	5 490
16	27,5	26,5	5 790
17	26	25	6 125
18	24,5	23,5	6 500
19	23	22	6 925
20	21,5	20,5	7 405
21	20	19	7 960
22	18,5	17,5	8 610
23	17	16	9 670

### **2.7.2 Призначення умов оброблення загартованої сталі в процесі досліджень**

Точіння загартованої сталі 40Х здійснювали правим прохідним різцем із квадратним перерізом державки 25 мм × 25 мм і довжиною 170 мм із механічним кріпленням важелем змінної непереточуваної двобічної різальної

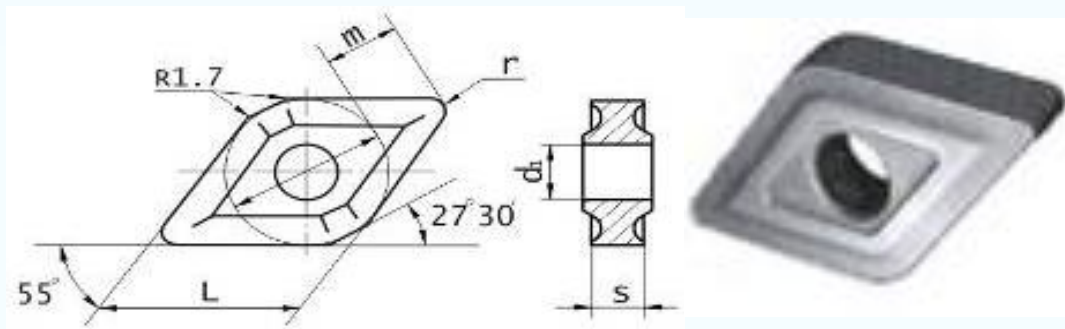


Рисунок 2.16 – Різальна пластина DNMG150608 MF [7]

пластини ромбічної форми зі стружколомними канавками DNMG150608 MF [7] (рис. 2.16).

Товщина пластини  $S=6,35$  мм, кут біля вершини –  $\varepsilon = 55^\circ$ , задній кут –  $\alpha = 0^\circ$ , радіус вершини –  $r_e = 0,8$  мм, довжина головної різальної кромки  $L=15,875$  мм. Пластина виконана фірмою Sandvik Coromant із твердого сплаву GC4235 (ISO 1832-1991 PDJNR2525P15). Пластина призначена для чистового оброблення легованих конструкційних сталей ISO M. Пластина покрита двошаровим покриттям: перший шар – із карбонітриду титану TiCN, який нанесений методом фізичного осадження, – служить для забезпечення механічної міцності та зносостійкості пластини; другий шар – з оксиду алюмінію  $Al_2O_3$ , нанесений методом хімічного осадження, – служить для підвищення стійкості за хімічного та термічного видів зношування.

## Висновки до розділу 2

Таким чином, у цьому розділі:

1) розроблено загальну методику дослідження впливу динамічного стану обробної системи на вихідні показники процесу точіння заготовок з оброблюваними поверхнями, що мають малі діаметри (до  $\varnothing 20$  мм). Методика складається з таких етапів:

– визначення обмежувальних факторів збільшення частот обертання шпинделя, відповідно до вимог до якості оброблених поверхонь деталей, що мають малі діаметри (до 20 мм);

– динамічного стану елементів (вузлів, деталей тощо) обробної системи, особливо обґрунтування методик вимірювання параметрів їхніх коливань (змушених та регенеративних ((автоколивань));

– обґрунтування методик експериментальних і модельних досліджень, у процесі оцінювання ступенів впливу динамічного стану елементів обробної системи на величини параметрів якості оброблених за високих частот обертання шпинделя поверхонь;

– проєктування та виготовлення експериментального стенда;

2) на базі токарного верстата 1700ВФ30 з ЧПК розроблено експериментальний стенд, оснащений модулятором та первинними датчиками обертів шпинделя, струму та напруження силового перетворювача привода головного руху, що перетворюється за синусоїдальним законом, із можливістю варіювання амплітудно-частотних характеристик верстата, що дозволяє досліджувати динамічний стан ТОС та синхронно в часі вимірювати амплітуду, частоту коливань вузлів, заготовки та інструменту з похибками не більше ніж 5 % під час оброблення деталей у межах частот обертання 300–10 000 об/хв;

3) запропоновано виконувати вимірювання параметрів віброприскорень та вібропереміщень вузлів верстата за допомогою відповідних датчиків, приєднаних до аналого-цифрового перетворювача LTR-212, та синхронізувати вимірювання цих параметрів за машинним часом, що дозволяє фіксувати параметри динамічного стану елементів ТОС безпосередньо в процесі оброблення;

4) розроблено методику визначення жорсткості верстата в площині, перпендикулярній до осі шпинделя, та встановлено, що максимальна жорсткість верстата в напрямку прикладання навантаження до станини спостерігається в напрямку дії радіальної та тангенціальної складових сили різання;

5) розроблено методику визначення амплітудно-частотної характеристики стенда, що дозволяє визначати власні резонансні частоти ТОС;

6) розроблено та виготовлено пристрій для керування частотою обертання шпинделя за синусоїдальним законом, що дозволило розвинути метод керування зривом регенерації автоколивань за рахунок відбудови від різання «по сліду», за допомогою модуляції частоти обертання шпинделя із заданими глибиною та частотою;

7) модернізовано профілометр моделі П-283 та розроблено методику оцінювання динамічного стану системи різання за допомогою визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні. Розроблено алгоритм спектрального аналізу профілю обробленої поверхні, що дозволяє відстежувати амплітуду та частоту коливань інструменту відносно деталі під час механічного оброблення;

8) для експериментальних досліджень із точіння деталей малого діаметра обґрунтовано доцільність використання змінних непереточуваних пластин з однокарбідного твердого сплаву GC4235, з двошаровим покриттям, що дозволило мінімізувати вплив зношення різального інструменту на висоту мікронерівностей обробленої поверхні за швидкості різання 500 м/хв, подачі 0,05 мм/об та глибини різання 0,5 мм.

### **РОЗДІЛ 3**

## **ТЕОРЕТИЧНІ ЗАСАДИ ПРИГНІЧЕННЯ КОЛИВАНЬ ПІД ЧАС ТОЧІННЯ З ВИСОКОЧАСТОТНИМ ОБЕРТАННЯМ ШПИНДЕЛЯ**

Машинобудівні підприємства в сучасних умовах ринкових відносин змушені постійно прагнути до зменшення собівартості продукції зокрема і за рахунок підвищення продуктивності технологічних процесів за допомогою їх інтенсифікації. Використання інтенсивних режимів різання на чорнових і напівчистових операціях механічного оброблення різанням стримується, переважно втратою динамічної стабільності технологічної обробної системи. Коливання, що водночас виникають та мають неприпустимо великі амплітуди, крім обмеження продуктивності різко знижують стійкість інструменту, термін служби обладнання, точність оброблених поверхонь і підвищують висоту мікронерівностей на обробленій поверхні, а також можуть призводити до аварійних ситуацій унаслідок поломки найменш міцних елементів ТОС.

Коливання, супутні процеси різання матеріалів, умовно поділяють на первинні, порушені за першого проходу інструменту, і вторинні, що викликаються хвилеподібним слідом на поверхні різання за подальших проходів [105]. Вторинне збудження коливань за потужністю впливу на ТОС в кілька разів перевищує рівень коливань, що збуджуються первинними джерелами, і тому саме вони переважно і визначають рівень її динамічної стабільності [16; 106; 107; 108 та ін.].

### **3.1 Дослідження і керування зривом регенерації автоколивань за токарного оброблення**

Автоколивання – це незгасаючі коливання системи, яка і є джерелом цих коливань. Амплітуда і період цих коливань визначаються властивостями самої системи і не залежать від зовнішньої збуджувальної сили [108]. Навіть для добре відрегульованих верстатів, елементи яких мають достатньо високі ступені жорсткості, за певних умов роботи в процесі різання можуть виникнути автоколивання, що можуть обмежувати допустимі режими різання, підвищувати шорсткість оброблених поверхонь виробів, а з часом можуть призводити до передчасного зношення і руйнування РІ. На відміну від змущених коливань частота автоколивань зазвичай залишається постійною в широкому діапазоні швидкостей різання, що є найбільш характерною ознакою, за якою можна відрізнити змущені коливання від автоколивань [109].

Пошук можливостей керування рівнем автоколивань вимагає чіткого розуміння механізмів їх збудження і підтримки. Первинне збудження автоколивань відбувається внаслідок впливу сукупності декількох

взаємозв'язаних причин, із яких зазвичай одна або дві домінують залежно від конкретних умов процесу різання. Причини первинних автоколивань різноманітні і достатньо широко описані у відносно великій кількості літературних джерел, наприклад, у [14–16; 108; 110–114 та ін.].

Найбільш істотними з них більшість фахівців вважають: запізнювання сили різання щодо зміни товщини зрізаного шару [115; 116] або з позицій термодинаміки, запасання енергії деформації, запізнювання пластичних деформацій і зростання ентропії в системі різання [110], а також координатний зв'язок пружних деформацій ТОС з декількома ступенями вільності та процесу різання, що приводить до замкненої траєкторії переміщення різального леза у вигляді еліпса [114; 117], спад величини сили різання з підвищенням у певному діапазоні величини швидкості різання [118; 119].

Фізична сутність вторинного збудження (автоколивань), на перший погляд, очевидна: вібраційний слід на поверхні різання від попереднього проходу інструменту створює пульсацію сили різання з частотою автоколивань, відповідно посилюючи їх. Мабуть, саме такий спрощений підхід й удавана простота пояснення цього явища, виявленого понад пів століття тому, стали причиною відсутності дотепер належного інтересу дослідників, за рідкісним їх винятком, до докладного з'ясування його фізичних закономірностей. Спрощене трактування регенеративних автоколивань як різновиду змушених не дозволяє пояснити їх особливості, спостережувані на практиці: випередження на чверть періоду коливань замість очікуваного відставання від сліду, незалежність фази коливань від початкових умов і деякі інші. Водночас нагальна потреба пригнічення автоколивань за високошвидкісного різання металів, тобто керування рівнем динамічної стабільності ТОС у процесі оброблення, диктує сьогодні необхідність детального вивчення природи найбільш потужного джерела збудження автоколивань – регенеративного механізму.

Вирішення цього завдання можливе на основі законів теорії коливань і варіаційних принципів аналітичної механіки. Аналіз характеру автоколивань засвідчує, що регенеративний механізм є окремим проявом загальної здатності динамічних систем до самоорганізації рухів у них (у цьому разі коливань) із мінімальною витратою енергії. Під впливом зовнішніх сил динамічна система рухається таким чином, щоб мінімізувати зміну свого кінетичного потенціалу, або, іншими словами, свого енергетичного стану [120]. Цілеспрямованим фізичним впливом на процес різання у формі дискретної або безперервної зміни його параметрів можна за виконання певних умов домогтися трансформації впливу регенеративного механізму на ТОС з дестабілізуючого на стабілізуючий. Такий вплив можна створювати, наприклад, за використання інструментів із непостійним кроком зубів або зміною (модуляції) швидкості



різання за певним законом [121]. Глибина і частота модуляції швидкості різання і відповідно ефективність гасіння автоколивань залежать від технічних засобів її здійснення. На жаль, сучасні металорізальні верстати не мають здатності модулювати швидкість різання, але на цей час серійно випускають відповідне технологічне оснащення та інструменти, призначені саме для такої дії. Тому дуже важливим є оцінювання позитивного досвіду, накопиченого дослідниками, технологами і конструкторами на сьогодні зі створення змінної швидкості різання для вирішення різних завдань оброблюваності матеріалів, зокрема й підвищення ефективності металооброблення керуванням її динамічним станом.

Різання зі змінною швидкістю представляє різновид вібраційного оброблення, ідею якої вперше ще в 1909 р. висунув В. Л. Татаринів [122]. Для поліпшення оброблюваності матеріалів різанням він застосував спосіб вібраційного обточування заготовки різцем, який отримував примусові тангенціальні коливання. Однак повномасштабні дослідження процесів вібраційного різання та їх промислове застосування почалися переважно з 50-х років минулого століття [123].

Вібраційне різання розвивалося паралельно за двома напрямками, які відрізняються як частотами коливань, що спеціально вводяться в зону оброблення, так і їх амплітудами. За першого напрямку використовуються низькочастотні вібрації (до 200 Гц), які за різних видів лезового механічного оброблення переважно використовуються для дроблення зливної стружки. Деякою мірою в цьому разі також підвищується і оброблюваність різанням деяких матеріалів, насамперед важкооброблюваних. Другий напрямок пов'язаний із використанням вібрацій ультразвукової частоти (понад 16 000 Гц) за лезового й абразивного видів оброблення з метою зазвичай якісної зміни механізму утворення стружки.

Створювані за лезового вібраційного оброблення відносні коливання інструменту і деталі можуть мати різні напрямки (рис. 3.1): осьові – 1, радіальні – 2, тангенціальні – 3, і кутові – 4–12 [121].

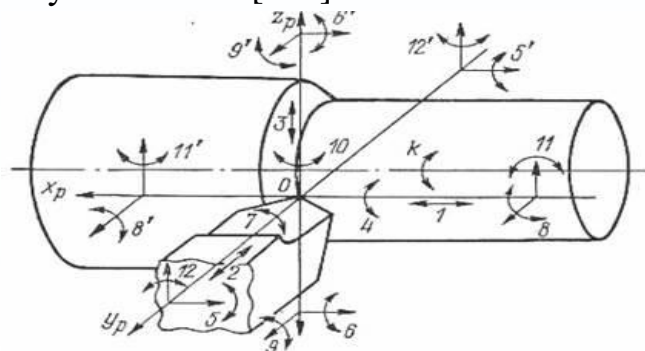


Рисунок 3.1 – Схема напрямків відносних коливань інструменту і заготовки під час точіння [121]

Експериментально встановлено, що тангенціальні коливання вигідно відрізняються від інших найменшою негативною дією на шорсткість обробленої поверхні і стійкість інструменту.

Достатньо повно (на наш погляд) різні аспекти теорії і практики вібраційного різання висвітлені в монографіях професорів В. М. Подураєва [123], М. С. Нерубая [124], О. І. Маркова [125], Д. Кумабе [126], а також М. І. Ахметшина, Є. М. Гоца, М. Ф. Родікова [127].

За результатами, одержаними цими вченими, можна зробити висновок, що регенеративні автоколивання являють собою просторово-часову дисипативну структуру, яка самоорганізується, відповідно до основних ознак синергетичних систем [110], оскільки:

- термодинамічна система ТОС (зокрема, приводів головного руху і подачі) є відкритою, оскільки вона обмінюється енергією (теплові процеси) і речовиною (стружка, що зрізується) з довкіллям;

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

- фазовий зсув між поточними регенеративними автоколиваннями і слідом на поверхні різання від вібрацій, що відбувалися в разі проходження попереднього зуба інструменту (під час фрезерування) або на попередньому обороті заготовки (під час точіння), встановлюється мимовільно незалежно від початкових умов [16];

- надходження енергії для підтримки автоколивачь забезпечується і регулюється самою ТОС створенням певної схеми зрізання припуску і періодичних виходів інструменту із заготовки;

- під час автоколивачь пружні підсистеми верстата, деталі та інструменту рухаються узгоджено, замикаючись через підсистему різання;

- внутрішня динаміка ТОС є нелінійною через дії запізнілого зворотного зв'язку [113], обумовленої сформованим на поверхні різання вібраційним слідом.

Регенеративні коливання органічно властиві всім ТОС оброблення різанням. Вони виникають за будь-якого збурення ТОС у вигляді або затухаючих регенеративних коливачь; або посилення вищих гармонік змущених коливачь, близьких за частотою до власних частот елементів ТОС; або регенеративних автоколивачь, якщо енергія збудження перевищує її дисипацію.

Фізична сутність механізму регенерації автоколивачь полягає, з одного боку, в самоорганізації найбільш економного (з погляду витрачання енергії) руху за допомогою встановлення їх фази відносно коливачь сліду з

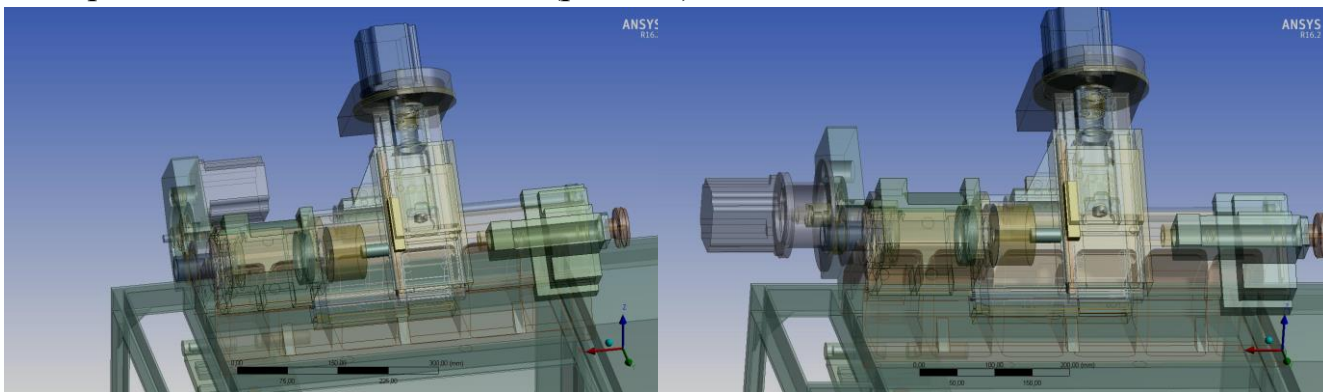
випередженням на  $\pi/2$ , а з іншого – забезпеченні надходження енергії для їх підтримки за допомогою цієї самої фази. З переходом від одинарного регенеративного ефекту до багаторазового додатково включається ще один механізм самоорганізації автоколиваних, що знижує інтенсивність їх збудження в міру зростання амплітуди.

Напрямок коливання того чи іншого елемента ТОС завжди налаштовується на слід, наявний або на поверхні різання, або на оброблюваній поверхні. Ураховуючи те, що на це налаштування витрачається запасена енергія, то для пригнічення вторинних автоколиваних необхідно поставити ТОС в такі умови, щоб процес підстроювання відбувався постійно.

Цього можна домогтися вибором такої швидкості різання, за якої час запізнювання між проходами інструменту порівняно з періодом автоколиваних відповідного елемента ТОС, а початковий зсув фаз дорівнював би ( $-\pi/2$ ). Однак такий спосіб на сьогодні застосовують лише за високошвидкісного оброблення, наприклад, легких сплавів інструментами з твердих сплавів або надтвердих матеріалів.

### 3.2 Моделювання резонансних явищ під час точіння та дослідження впливу власних частот і форм коливань на амплітуду коливання вершини різця

У роботі досліджено методом скінченних елементів процесів резонансних явищ, тобто процесів різкого зростання частот та амплітуд автоколиваних, які настають за збігу частот власних коливань відповідних елементів станда з частотою обертання шпинделя як збудника виникнення цих коливань. Водночас за допомогою програмного комплексу ANSYS було визначено власні форми і частоти верстата 1700ВФ30 за двох варіантів установлення двигуна для привода повздовжньої подачі (рис. 3.2):



а)

б)

Рисунок 3.2 – Моделі верстата 1700ВФ30 з різним положенням двигуна для привода повздовжньої подачі з передаванням крутного моменту на вісь через зубчасті колеса (а) та через муфту (б)

У програмному комплексі ANSYS був змодельований верстат і проведений його модальний аналіз. У результаті були одержані власні частоти і форми коливань відповідних елементів верстата. Аналіз мод коливань є ефективним експериментальним методом визначення динамічних характеристик конструкцій на основі одержаних за допомогою цього методу результатів вимірювань й аналізу змушених механічних коливань. Використовувані разом з аналізатором датчик сили й акселерометри дозволяють одночасно не лише вимірювати збуджувальну динамічну силу і параметри механічних коливань, що виникають в елементах досліджуваної конструкції, а й також обробляти одержані водночас дані, тобто отримувати інформацію, необхідну для оцінювання динамічного стану досліджуваних елементів обробної системи. Відомо, що в результаті експлуатації у верстаті можуть відбуватися втомні деформації деяких елементів системи або з'являтися в них мікротріщин, які не призводять до змін їхніх геометричних розмірів, але можуть призводити до змін динамічних характеристик відповідної конструкції. Аналіз показав, що цей метод може бути використаний для моніторингу стану як конструкції верстата загалом, так і окремих його елементів, тобто в разі потреби одержувана в результаті такого експерименту інформація може бути використана для внесення змін у конструкцію верстата, оснащення, інструменту тощо, а також прогнозувати проведення регламентних робіт із технічного обслуговування обробної системи.

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 може бути, наприклад, ударний молоток із вбудованим датчиком сили або електродинамічний збудник із вбудованим датчиком сили. Такий метод є раціональним на етапі проектування та виготовлення будь-якої конструкції, особливо в тих випадках, коли кожен елемент конструкції може бути підданий контрольованому впливу. У реальних умовах експлуатації для складних конструкцій із багатомодовими коливаннями, до яких можна віднести обробну систему, часто немає можливості провести традиційний модальний аналіз. Водночас операційний модальний аналіз сильно відрізняється від традиційного експериментального модального аналізу, який ґрунтується на частотній характеристиці між вхідним збудженням і вихідним відгуком, дозволяє провести модальний аналіз, використовуючи лише вихідний відгук конструкції. Це означає, що випробувальна установка для операційного модального аналізу дозволяє одержувати експериментальний результат значно простіше, оскільки з її допомогою достатньо вимірювати за часом за нормальних режимів експлуатації системи лише її відгук. На цей час від

початку свого використання для оцінювання динамічного стану складних систем операційний модальний аналіз пройшов великий шлях удосконалень алгоритму обчислення та істотного збільшення продуктивності, в результаті чого перетворився на високо ефективний інструмент одержання необхідної інформації не лише для оцінювання динамічного стану досліджуваної конструкції, а й визначення (прогнозування) часу можливого руйнування її або якихось її елементів під дією як зовнішніх, так і внутрішніх сил та моментів. Визначення модальних параметрів у робочому режимі має величезну користь, оскільки отримана в результаті експерименту операційна модель показує фактичні сили і рівні вібрації за істинних граничних умов. Це також дозволяє проводити випробування механічної обробної системи, коли її важко (недоцільно) порушити (руйнувати) штучно і коли неможливо безпосередньо вимірювати вхідні сили, особливо коли в процесі її роботи можуть мати місце резонансні явища.

Резонанс є одним із найнебезпечніших явищ у техніці. Можливість дізнатися про склад власних частот тих чи інших елементів конструкції дозволяє уникати появи резонансних вібрацій, що дуже часто забезпечує високу надійність конструкції і тривалий термін її служби. Для вирішення саме такого завдання в цій роботі реалізована можливість проведення операційного модального аналізу обробної механічної системи і запропонована (розроблена) методика визначення з використанням програмного продукту ANSYS Mechanical та аналізу найважливіших для будь-якої механічної системи динамічних параметрів – власних частот і форм коливань. З визначення саме цих характеристик системи починається будь-який динамічний розрахунок конструкцій. Як уже зазначалося, в програмному комплексі ANSYS була змодельована обробна система на базі верстата 1700ВФ30 і проведений операційний модальний аналіз. У результаті розрахунку методом скінченних елементів були одержані власні частоти і форми коливань досліджуваних елементів системи, зокрема конструкції верстата (станини, передньої та задньої бабок, каретки, супорта та ін.) оснащення (різцетримача), інструменту.

Використовуючи метод скінченних елементів, дискретні рівняння руху відповідного елемента конструкції можна подати у вигляді матричного рівняння:

$$[M] \{u''\} + [C] \{u'\} + [K] \{u\} = \{F\}, \quad (3.1)$$

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.

Передбачається, що за сталого процесу всі точки конструкції розглядуваного елемента, наприклад шпинделя верстата, рухаються з однією і тією самою заданою частотою, але з різними (якщо це має місце) зсувами за фазою. Виникнення зсуву за фазою може з'явитися за наявності, наприклад, демпфірування. Отже, колове переміщення (в цьому разі шпинделя) можна подати в такому вигляді:

$$\{u\} = \{u_{\max} e^{i\varphi}\} e^{i\Omega t}, \quad (3.2)$$

де  $u_{\max}$  – амплітуда переміщень;  $i$  – уявна одиниця;  $\Omega = 2\pi f$  – зовнішня колова частота;  $f$  – частота коливань зовнішніх сил;  $t$  – час;  $\varphi$  – зсув фаз для переміщень (у радіанах). Зауважимо, що значення  $u_{\max}$  і  $\varphi$  можуть бути різними для різних ступенів вільності.

Для формулювання проблеми змушених коливань краще використовувати комплексні позначення. У цьому разі рівняння (3.2) можна подати в такому вигляді:

$$\{u\} = \{u_{\max} (\cos\varphi + i \cdot \sin\varphi)\} e^{i\Omega t}. \quad (3.3)$$

Вектор сил визначається аналогічно вектору переміщень:

$$\{F\} = \{F_{\max} e^{i\psi}\} e^{i\Omega t}, \quad (3.4)$$

або

$$\{F\} = \{F_{\max} (\cos\psi + i \cdot \sin\psi)\} e^{i\Omega t}, \quad (3.5)$$

де  $F_{\max}$  – амплітуда сил;  $\psi$  – зсув фаз для сил (у радіанах).

Підставляючи (3.3) та (3.5) в (3.1), одержимо

$$([K] - \Omega^2 [M] + i\Omega [C]) (\{u_1\} + i\{u_2\}) = \{F_1\} + i\{F_2\}, \quad (3.6)$$

де  $\{u_1\} = \{u_{\max} \cos\varphi\}$  – дійсна частина вектора переміщень;  $\{u_2\} = \{u_{\max} \sin\varphi\}$  – уявна частина вектора переміщень;  $\{F_1\} = \{F_{\max} \cos\psi\}$  – дійсна частина вектора сил;  $\{F_2\} = \{F_{\max} \sin\psi\}$  – уявна частина вектора сил.

Для аналізу усталених змушених гармонічних коливань у методі суперпозиції мод (МСМ) для розв'язування рівняння (3.6) використовують власні частоти і форми коливань. Основою МСМ є розкладання невідомого розв'язку за власними модами і перехід до модальних координат  $y_i$ :

$$\{u\} = \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} y_i, \quad (3.7)$$

де  $n$  – число використовуваних мод.

Підставляючи вираз (3.7) в рівняння руху (3.1), одержимо

$$[M] \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} \ddot{y}_i + [C] \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} \dot{y}_i + [K] \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} y_i = \{F\}. \quad (3.8)$$

Помноживши рівняння (3.8) на деяку  $j$ -ту моду  $\{\varphi_j\}^T$ , одержимо

$$\{\varphi_j\}^T [M \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} \ddot{y}_i + \{\varphi_j\}^T [C \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} \dot{y}_i + \{\varphi_j\}^T [K \sum_{i=1}^n \{\varphi_i\} y_i = \{\varphi_j\}^T \{F\}. \quad (3.9)$$

У цьому разі власні форми  $K$  і  $M$  ортогональні. Якщо припустити також і ортогональність  $C$ , систему рівнянь руху (3.9) можна подати у вигляді  $n$  окремих рівнянь:

$$\ddot{y}_j + 2\omega_j \xi_j \dot{y}_j + \omega_j^2 y_j = f_j, \quad (3.10)$$

де  $y_j$  – модальна координата;  $\omega_j$  – власна колова частота на моді  $j$ ;  $\xi_j$  – відносна (до критичного) величина демпфірування для моди  $j$ ;  $f_j$  – сила, що відповідає модальній координаті,  $f_j = \{\varphi_j\}^T \{F\}$ .

### 3.3 Граничні умови моделі верстата в програмному комплексі ANSYS

Основні вузли проектного станда: станина, основа, передня бабка, задня бабка, каретка, супорт, двигун та редуктори. Проектування виконано за допомогою програми КОМПАС.

Побудову починаємо зі станини – одного з найвідповідальніших вузлів верстата, до якого потім будуть кріпитися та базуватися інші вузли. У цьому разі станина виготовлена з чавуну та є суцільним виробом.

Основа, на якій буде розміщений стенд, виготовлена з профільної труби перерізом  $20 \text{ мм} \times 40 \text{ мм} \times 2 \text{ мм}$ . Матеріал профілю – сталь Ст3. Вона розміщена на вібростійких амортизаційних опорах.

Передня бабка з патроном, розміщена на станині верстата, складається з корпусу, кришок, втулок, підшипників, шківів, гвинтів. У середині бабки розміщується шпindel. Задня бабка (рис. 3.3), розміщена на станині, складається з корпусу, основи, пінолі та механізму її переміщення. Корпуси передньої та задньої бабок виготовлені з чавуну. Каретка (рис. 3.4) також розміщується на станині. На ній наявний супорт із різцетримачем. Каретка виготовлена з чавуну. Особливістю напрямних цього станда є те, що пара тертя складається з чавуну та полімерного матеріалу. Двигун привода головного руху моделі АИР80В4У3 встановлено та закріплено на пластині з механізмом регулювання натягу. Редуктор привода повздовжньої подачі, що кріпиться до станини, складається з корпусу, ходового гвинта, двох зачеплених зубчастих коліс, підшипників, втулки та гвинтів. У цій роботі були розглянуті два види кріплення двигунів для привода повздовжньої подачі: з передаванням крутного моменту через зубчасті колеса і з передаванням крутного моменту безпосередньо на вісь через муфту. Редуктор привода поперечної подачі, який розміщений на корпусі каретки, складається з корпусу, кришки, двох зачеплених зубчастих коліс, ходового гвинта та кріпильних гвинтів.

Верстат було спроектовано за допомогою програми КОМРАS. Дослідження проводили методом скінченних елементів за допомогою програми ANSYS. Збережену в потрібному форматі 3D-модель досліджували на частоту власних коливань. Розрахунок статичних та динамічних характеристик верстата виконувався за допомогою скінченно-елементної сітки (рис. 3.3).

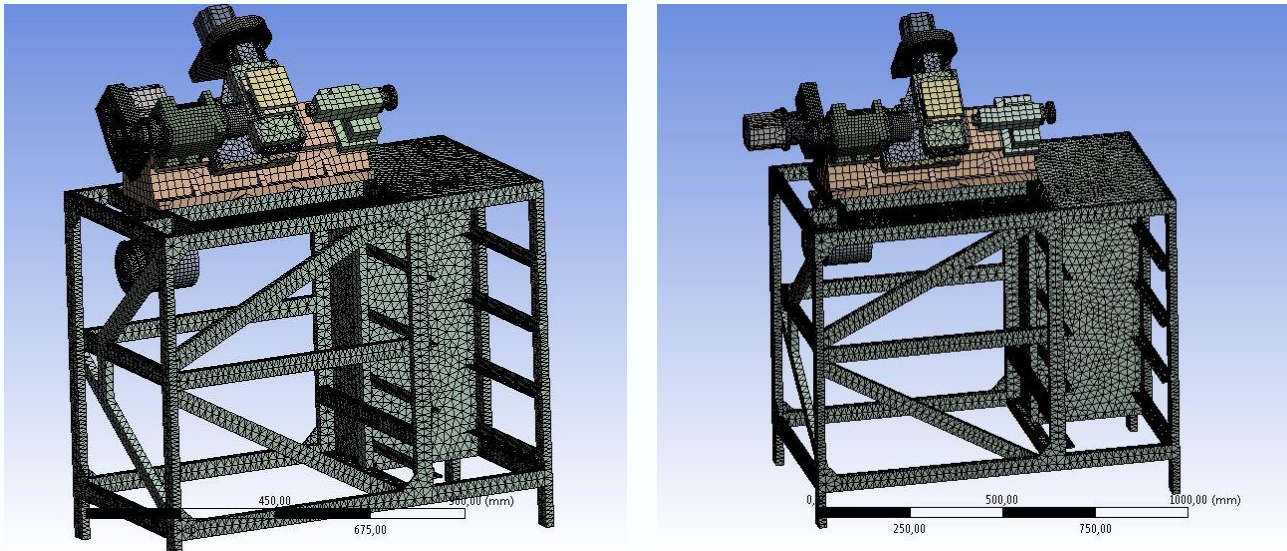


Рисунок 3.3 – Скінченно-елементна сітка випробуваного верстата

Дослідження частоти власних коливань проводилося за допомогою програми ANSYS методом скінченних елементів (СЕ). Аналіз починається з розроблення правильної геометрії для подальшого дослідження. Геометрія 3D-моделі повинна бути максимально спрощена. Вона не повинна складатися з нетехнологічних елементів, наприклад, фасок, різей, округлень, виступів, впадин та дрібних деталей і виробів (гвинтів, гайок, підшипників тощо). Наявність таких елементів значно ускладнює процес оброблення даних та час для одержання результатів.

Після спрощення моделі можна приступати до модального аналізу. На першому кроці генерується структурна сітка моделі. Необхідно мати на увазі, що якість розрахункової структурної сітки впливає на точність одержуваних результатів, збіжність процесу і на час, необхідний для вирішення завдання.

Під час побудови бажано додержуватися будови сітки на основі гексаедрів. Цей метод дає можливість скоротити час на розрахунок та побудувати геометрично правильну структурну сітку (рис. 3.3), яка в цьому разі містить 524 254 вузли і 235 582 елементи.

Після побудови структурної сітки необхідно для більш точних розрахунків задати матеріали кожного елемента. Цей стенд складається з деталей, виготовлених із чавуну, сталі, алюмінію та фторопласту (табл. 3.1).



Таблиця 3.1 – 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 із тертям (Frictional) і задати відповідні коефіцієнти тертя між деталями. Для зменшення тертя під час руху каретки відносно станини і повзуна відносно каретки між ними встановлені фторопластові планки (рис. 3.4). Прийнятий коефіцієнт тертя у парах «фторопласт – сталь» і «фторопласт – чавун» дорівнював 0,1.

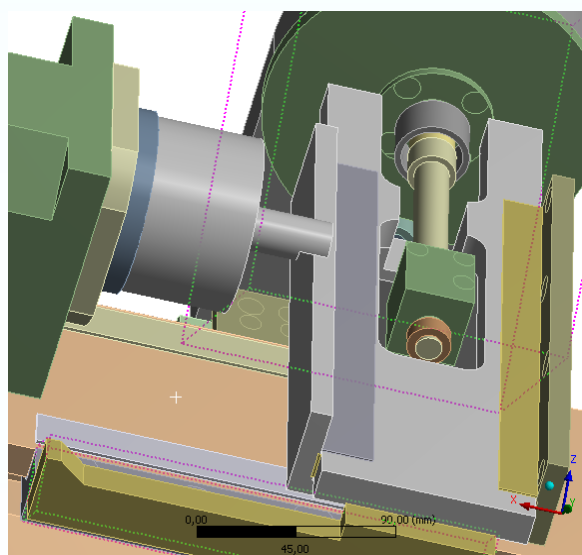


Рисунок 3.4 – Фторопластові напрямні планки

Як зазначалося раніше, основа верстата встановлюється за допомогою піддатливих гумових віброопор розміром 40 мм × 20 мм × 10 мм. Коефіцієнт жорсткості гуми на ніжках основи  $E = 1 \text{ Н/мм}^2$ . Тому за допомогою команди «Elastic Support» задавалася жорсткість основи  $125 \cdot 10^{-6} \text{ Н/мм}^3$ .

За допомогою методу скінченних елементів була визначена жорсткість підшипника в передній бабці токарного верстата (табл. 3.2, рис. 3.5). Як показали розрахунки жорсткості підшипників в інших вузлах не впливають на

розрахунок власних форм і частот верстата, і тому вони були прийняті як  $10^5$  Н/мм.

Таблиця 3.2 – Жорсткість підшипника в передній бабці

Напрямок	Жорсткість, Н/мм <sup>2</sup>
x	2 650
y	6 200
z	7 900

За результатами розрахунків встановлено, що в конструкції токарного верстата використані підшипники, які у вертикальній і горизонтальній площинах різні за жорсткістю, тобто мають анізотропію в межах 27 %, яка викликана вібрацією ремня в приводі головного руху, що призводить до підвищеного зношення відповідного підшипника, наприклад у передній бабці.



Рисунок 3.5 – Підшипник передньої бабки токарного верстата

На основі вищеприведеного можна розробити алгоритм методики розрахунку власних частот верстата методом СЕ (рис. 3.6).

1	<b>Розроблення 3D-моделі верстата</b>
2	<b>Спрощення геометричної моделі для подальшого розрахунку</b>
3	<b>Побудова скінченно-елементної сітки</b>
4	<b>Задання граничних умов (за необхідності навантаження конструкції)</b>
5	<b>Задання параметрів розрахунку</b>
6	<b>Розрахунок</b>
7	<b>Аналіз результатів</b>

Рисунок 3.6 – Алгоритм методики розрахунку власних частот верстата методом СЕ

### 3.4 Результати експериментальних і теоретичних досліджень верстата та їх аналіз

У результаті дослідження стенда за сталого встановлення вузлів верстата під час постійного збільшення частоти обертання шпинделя були одержані

амплітудно-частотні характеристики. Залежність впливу частоти обертання шпинделя на його коливання подана на рисунку 3.7.

З графіка бачимо, що максимальні амплітуди коливань шпинделя для верстата з положенням двигуна для привода повздовжньої подачі мають місце за частот обертання  $n = 7\,800$  об/хв (рис. 3.7 А1) та  $n = 8\,870$  об/хв (рис. 3.7 А2). Для верстата з положенням двигуна для привода повздовжньої подачі максимальні амплітуди коливань шпинделя спостерігаються (рис. 3.7) за  $n = 7\,894$  об/хв (В1),  $n = 9\,127$  об/хв та  $n = 9\,961$  об/хв (В2). Це можна пояснити появою резонансів у відповідних елементах верстата за таких частот обертання шпинделя. Крім того, встановлено, що за положення двигуна повздовжньої подачі, показаного на рисунку 3.8 б, власні частоти збільшуються. Найхарактерніший резонанс верстата за  $n = 7\,800$  об/хв (рис. 3.7 А1) має місце для верстата, зображеного на рисунку 3.8 а, та за  $n = 9\,960$  об/хв (рис. 3.7 В5) для верстата, зображеного на рисунку 3.9 в. Шуми та вібрації в цих місцях максимально виражені.

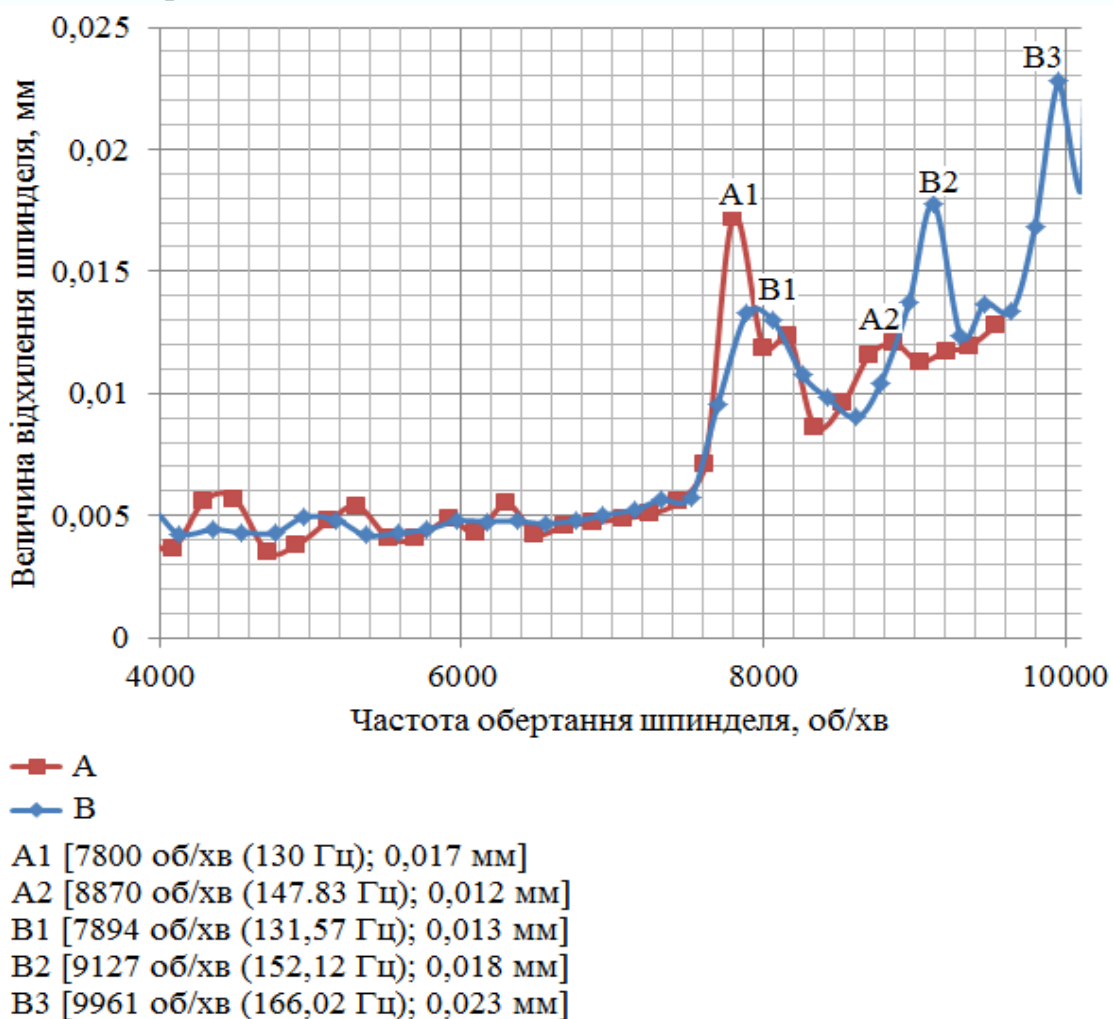
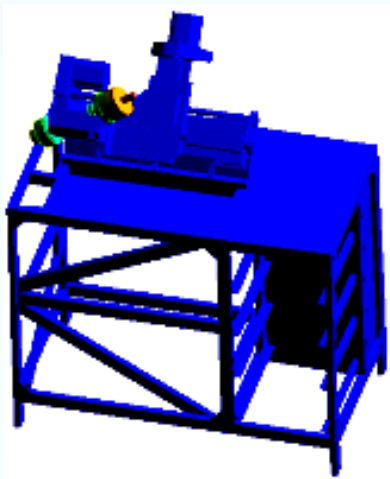
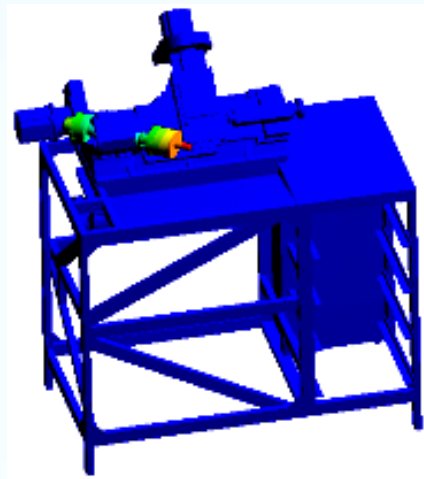


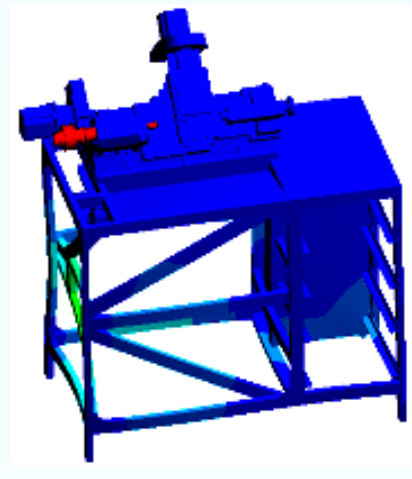
Рисунок 3.7 – Графік залежності впливу частоти обертання шпинделя на величину його коливань



а)  $n = 7\,894$  об/хв  
(132,89 Гц)

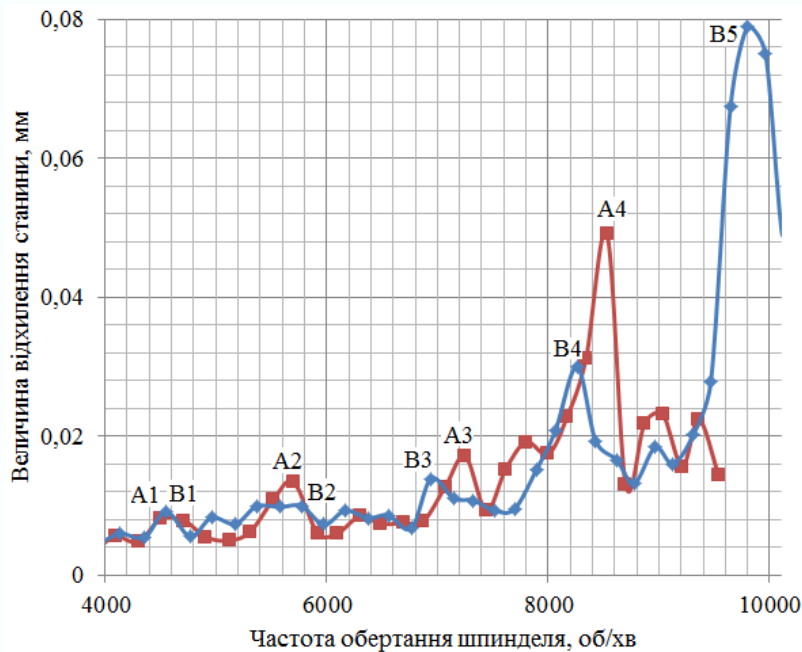


б)  $n = 9\,127$  об/хв  
(149,25 Гц)



в)  $n = 9\,961$  об/хв  
(165,59 Гц)

Рисунок 3.8 – Статичні деформації шпинделя залежно від частот обертання шпинделя



—■—	A
—●—	B
A1	[4500 об/хв (75 Гц); 0,008 мм]
A2	[5700 об/хв (95 Гц); 0,013 мм]
A3	[7250 об/хв (120,83 Гц); 0,017 мм]
A4	[8530 об/хв (142,17 Гц); 0,049 мм]
B1	[4550 об/хв (75,83 Гц); 0,009 мм]
B2	[5773 об/хв (96,22 Гц); 0,010 мм]
B3	[6942 об/хв (115,7 Гц); 0,014 мм]
B4	[8260 об/хв (137,67 Гц); 0,030 мм]
B5	[9799 об/хв (163,32 Гц); 0,079 мм]

Рисунок 3.9 – Графік залежності впливу частоти обертання на величину коливань станини

У таблиці 3.3 наведені значення експериментальних і розрахованих резонансних частот шпинделя для положень двигуна повздовжньої подачі, показаних на рис. 3.10.

Таблиця 3.3 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для шпинделя

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

Під час обертання шпинделя зі швидкостями, близькими до резонансних,  $n = 7\ 800$  об/хв і  $n = 9\ 000$  об/хв, спостерігаються радіальні коливання шпинделя в горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. За резонансної частоти обертання шпинделя  $n = 10\ 000$  об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя. За результатами експериментального дослідження встановлено, що частота обертання шпинделя істотно впливає на коливання станини токарного верстата та основи станда (рис. 3.10).

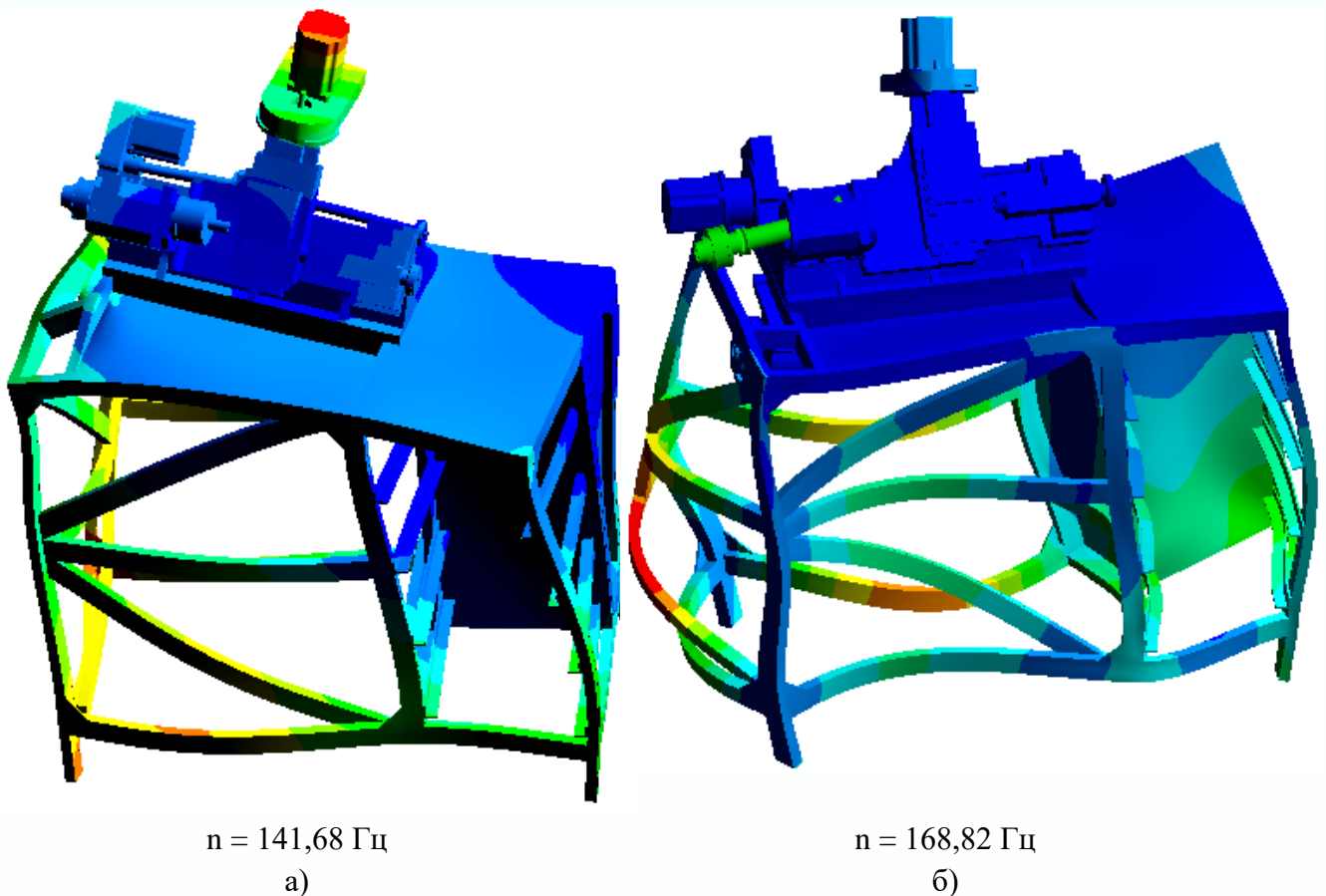


Рисунок 3.10 – Вплив додаткової маси на положення вузла коливань:  
 а – статична деформація верстата із задньою бабкою;  
 б – статична деформація верстата без задньої бабки (вага зменшена на 8 кг)

Експериментально встановлено, що для верстата з положенням двигуна для привода повздовжньої подачі максимальна амплітуда коливань станини за частот обертання шпинделя  $n = 4\ 500$  об/хв,  $n = 5\ 700$  об/хв,  $n = 7\ 250$  об/хв та  $n = 8\ 530$  об/хв становить 141,68 Гц (рис. 3.10 а). Для верстата з положенням двигуна для привода повздовжньої подачі максимальна амплітуда коливань станини на рівні 161,82 Гц буде за  $n = 4\ 550$  об/хв,  $n = 5\ 773$  об/хв,  $n = 6\ 942$  об/хв,  $n = 8\ 260$  об/хв та  $n = 9\ 799$  об/хв (рис. 3.10 б). Це пояснюється резонансом елементів верстата за таких частот обертання шпинделя. За резонансних частот обертання шпинделя  $n = 7\ 800$  об/хв і  $n = 9\ 000$  об/хв спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. За резонансної частоти обертання шпинделя  $n = 10\ 000$  об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя.

У результаті порівняння результатів експерименту та одержаних методом СЕ, встановлено, що найбільша резонансна частота становить 142,17 Гц за  $n = 8\ 530$  об/хв, а похибка порівняння не перевищує 4,36 % (табл. 3.4).

*Таблиця 3.4 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для станини (для рис. 3.10)*

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

У результаті виконання цього етапу дослідження була спроектована адекватна 3D-модель верстата, 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 встановити нову залежність коливань від частоти обертання шпинделя: за збільшення частоти обертання шпинделя величина коливань варіюється як у бік зростання, так і в бік зменшення.

Розроблена розрахункова модель динамічного стану елементів обробної системи дозволяє визначати (прогнозувати) для заданих умов як діапазони швидкостей різання (частот обертів шпинделя), за яких амплітуди вібрацій

будуть досить великими (11–12; 14,8–15,1; 17–19 тис. об/хв), так і діапазони практично безвібраційних режимів різання (16 400–17 500 об/хв). Таким чином, розроблена методика отримання скінченно-елементної моделі динамічного стану елементів обробної технологічної системи дозволяє на підставі одержаних за її допомогою розрахунків амплітудно-частотних характеристик ухвалювати раціональні рішення як про модернізацію того чи іншого елемента (наприклад, станини), так і про модернізацію системи загалом, наприклад, підвищення (зменшення) частот обертів шпинделя.

### 3.5 Дослідження впливу власних частот і статичні деформації верстата на амплітуду коливання вершини різця

Дисбаланс обертових частин верстата (шпинделя з пристроєм для закріплення і заготовкою) насамперед спричинює коливання цих самих частин, що погіршує шорсткість обробленої поверхні. За збільшення частоти обертання заготовки сила, що виводить систему з рівноваги, має квадратичну залежність від частоти обертання, що значно впливає на її величину.

$$a_y = \omega^2 R$$

Водночас коливання шпинделя із заготовкою та оснащенням змушують коливатися інші органи металообробної системи. Це пов'язано з наявністю в'язко-пружних зв'язків шпинделя з іншими органами верстата.

Для моделювання цього явища в середовищі Ansys запропоновано прикласти радіальну силу, що обертається до осі шпинделя верстата. Цей прийом дає можливість змоделювати дисбаланс системи та змінювати його величину (рис. 3.11).

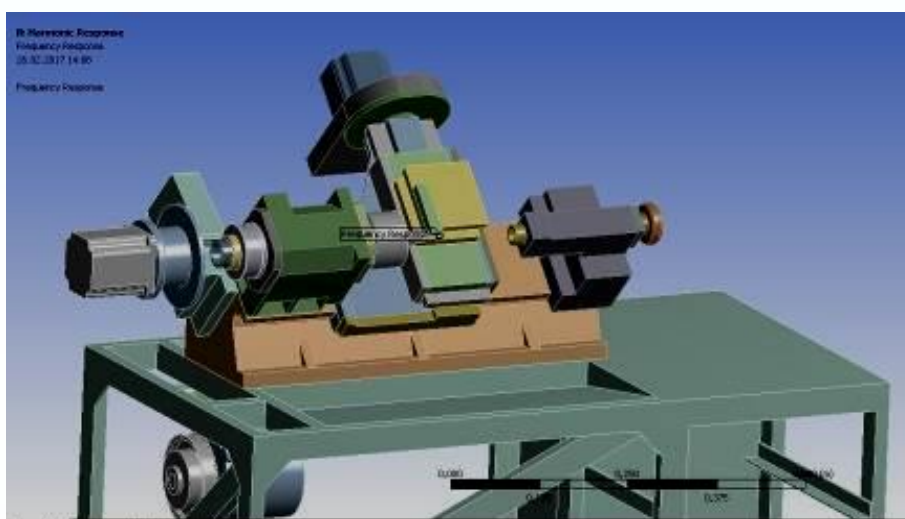


Рисунок 3.11 – Моделювання дисбалансу обертових частин верстата в Ansys

У результаті модельного експерименту одержано результати, які показують залежність амплітуди коливань вершини інструменту в радіальному щодо заготовки напрямку від частоти дії збуджувальної сили. Водночас амплітуда коливань вершини різця зі збільшенням частоти обертання шпинделя на певних проміжках може зменшуватися (рис. 3.12).

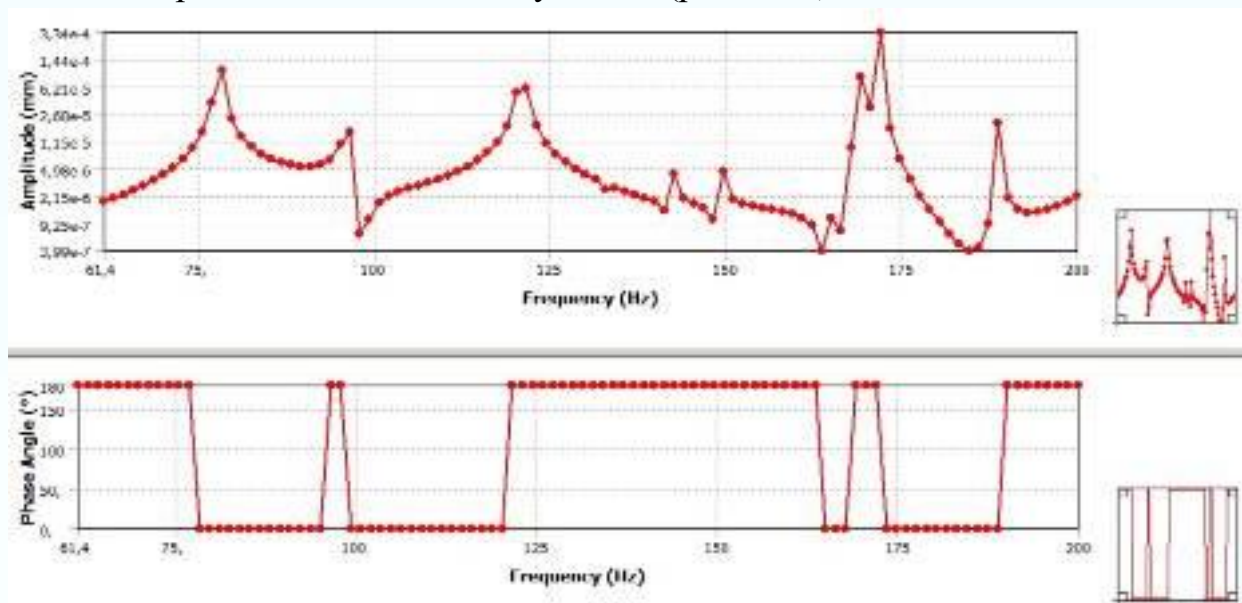


Рисунок 3.12 – Амплітуда коливання інструменту під дією збуджувальної сили, одержана під час моделювання

Експериментальні дослідження кількісно та якісно підтверджують результати моделювання. Проведено натурний експеримент на верстаті 1700ВФ30, в якому виміряна амплітуда коливань вершини різця в тому самому напрямку, що й під час моделювання. Водночас із кроком 200 об/хв змінювалася частота обертання шпинделя і виміряна амплітуда. Оскільки величина реального дисбалансу шпинделя не контролювалася, то числове порівняння амплітуд коливань, одержаних під час моделювання та експериментально, не проводили. Водночас необхідно звернути увагу на те, що характер кривої і положення екстремумів у частотній області збігаються з точністю до 2 Гц (див. рис. 3.12).

Компонування станда дозволяє змінювати положення двигуна привода подачі по осі Z. За допомогою моделей двох варіантів розміщення цього двигуна виконано модальний аналіз та одержано їх деформацію (рис. 3.13).

На рисунку бачимо, що зміна форми і величини деформації практично не відрізняються на моделях зі зміною положення двигуна привода подач. Це пов'язано з перенесенням невеликої маси порівняно із сукупною масою обладнання. Проте гармонічний аналіз моделі за різних положень супорта свідчить про зміну амплітуди коливань вершини різця від частоти обертання.



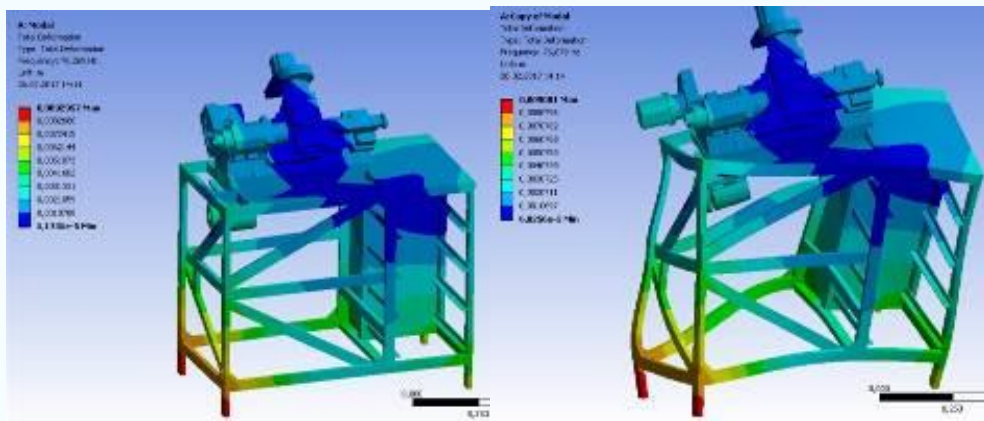


Рисунок 3.13 – Деформація верстата з різним компонованням

На рисунках 3.14–3.16 показана зміна амплітуди коливання вершини різця від частоти обертання шпинделя за різних положень супорта відносно шпинделя (X1, X2).

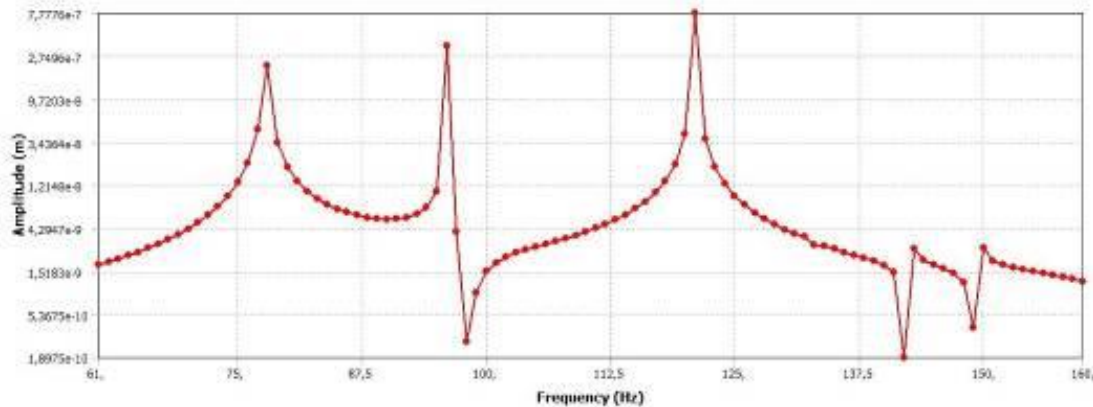


Рисунок 3.14 – Амплітуди коливань вершини різця залежно від частоти обертання шпинделя при положенні супорта відносно шпинделя з додаванням маси

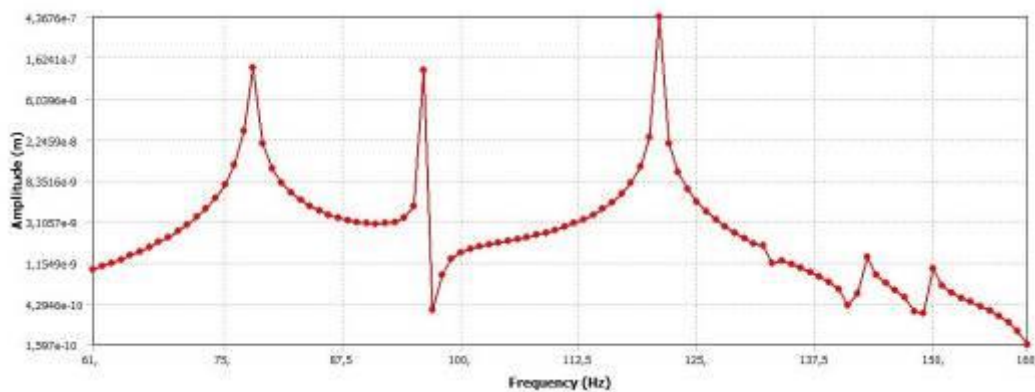


Рисунок 3.15 – Амплітуди коливань вершини різця залежно від частоти обертання шпинделя при положенні супорта відносно шпинделя з додаванням маси

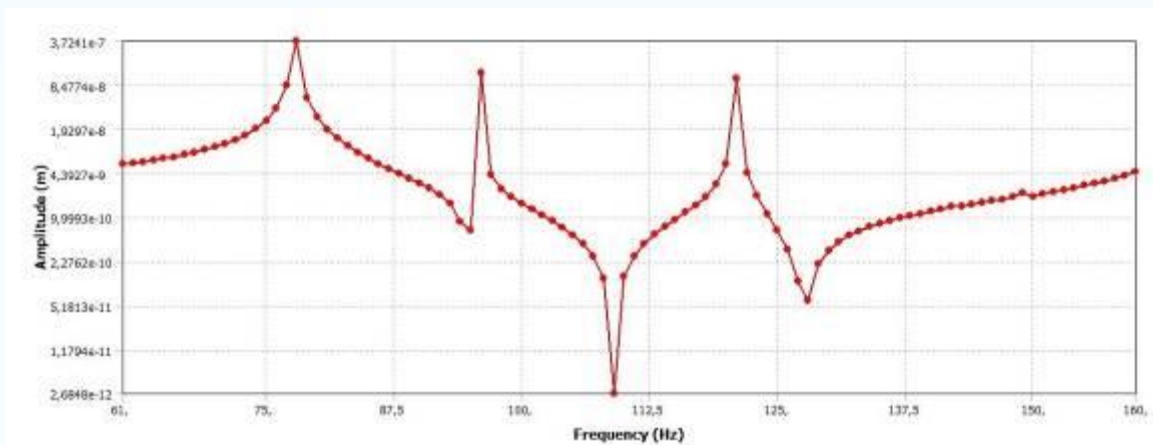


Рисунок 3.16 – Зміна амплітуди коливання вершини різця від частоти обертання за різних положень супорта відносно шпинделя з додаванням маси

Експериментальна перевірка цієї гіпотези підтверджує, що за різних положень супорта амплітуда коливань вершини різця змінюються по-різному (рис. 3.17). Експериментально доказано, що за одного й того самого положення супорта додаванням додаткової маси до станини можна збільшувати або зменшувати амплітуди коливань за однакової частоти обертання шпинделя.

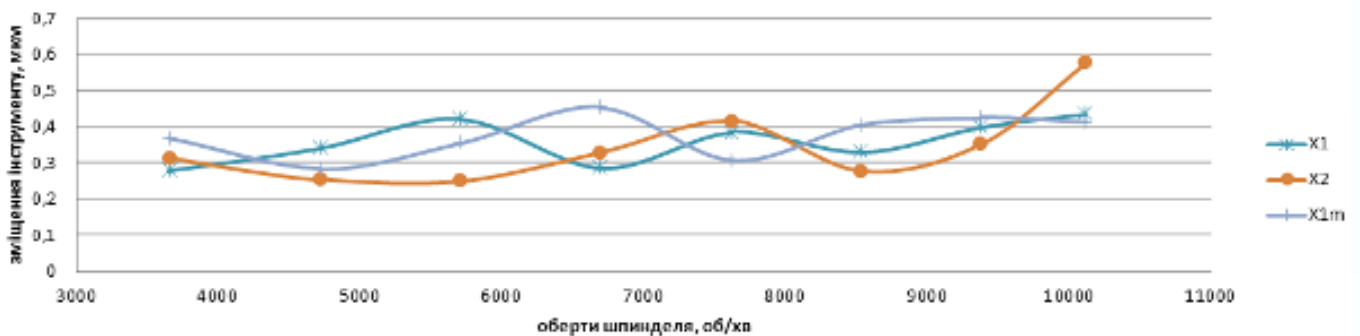


Рисунок 3.17 – Експериментальне визначення амплітуди коливань інструменту за різних положень супорта (X1, X2) та під час додавання додаткової маси (X1m)

Таким чином, теоретично одержано та експериментально підтверджено відому ідею можливості керування (зменшенням або збільшенням) рівня вібрацій під час різання за допомогою перерозподілу мас у технологічній системі. Доведено, що для зменшення вібрацій вершини леза, наприклад, для зменшення висоти нерівностей на обробленій поверхні (шорсткості), достатньо (за відносно великих частот обертання шпинделя) забезпечити розміщення вузла коливань на вершині леза. Практична цінність одержаних результатів полягає в тому, що для малих частот обертання шпинделя, а отже і частот збурювального зусилля збурювальної сили, що має місце за використання традиційних верстатів (із частотами обертання шпинделя до 5 000 об/хв), цю ідею реалізувати не лише дуже важко, а й досить часто майже неможливо, оскільки верстат на основі та шпиндель коливаються як одне

тверде тіло, і для керування формами власних коливань із низькими частотами необхідні відносно великі маси, у той час як для високих частот (близько 10 000 об/хв та більше) обертання шпинделя (а отже, і частот збурювального зусилля) реалізується достатньо легко, оскільки навіть невеликі маси призводять до зміни форми і частоти власних коливань близьких до цих частот збурювального зусилля.

### 3.6 Дослідження зовнішнього впливу на відхилення траєкторії обертання шпинделя

Під час токарного оброблення деталі з високою частотою обертання виявлено явище більш вираженого впливу сторонніх сил на процес різання. Це пов'язано зі зменшенням жорсткості підшипникових опор шпинделя зі збільшенням частоти обертання (рис. 3.18) [128].

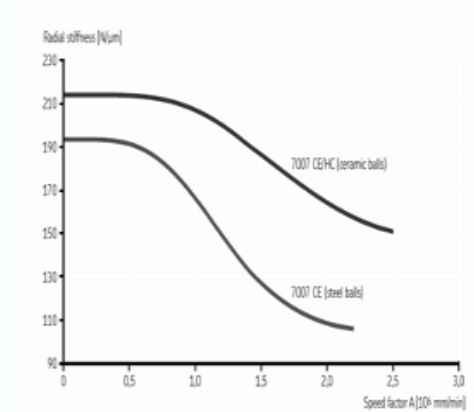


Рисунок 3.18 – Жорсткість підшипників залежно від частоти їх обертання (каталог підшипників SKF) [128]

Для виявлення цього ефекту проведено спеціальний експеримент. Під час оброблення деталі на верстаті 1700ВФ30 на різних частотах обертання робилися поштовхи (удари) однакової сили, прикладеної в одну точку обробної системи, наприклад, по передній бабці. Під час оброблення на частоті 1 500 об/хв ці поштовхи ніяк не відображалися на поверхні деталі (рис. 3.19 (1)), а на частоті 7 500 об/хв кожен поштовх залишає слід на поверхні деталі (рис. 3.19 (2)).



Рисунок 3.19 – Вплив поштовхів у системі на шорсткість обробленої поверхні (1 – 1 500 об/хв; 2 – 7 500 об/хв)

Результати експерименту підтверджують факт впливу жорсткості опор шпинделя та величини зовнішніх сил на відхилення траєкторії обертання шпинделя від базової, а відповідно і на якість обробленої поверхні.

### 3.7 Дослідження коливань технологічної системи за допомогою профілограм обробленої поверхні

З теорії коливань відоме явище биття. Це періодичні зміни амплітуди коливання, що виникають у разі складання двох гармонічних коливань із близькими частотами. Биття виникають унаслідок того, що різниця фаз між двома коливаннями з різними частотами весь час змінюється так, що обидва коливання виявляються в якийсь момент часу у фазі, але в наступний момент часу – в протифазі, потім знову у «фазі – протифазі» і т. д. (рис. 3.20).

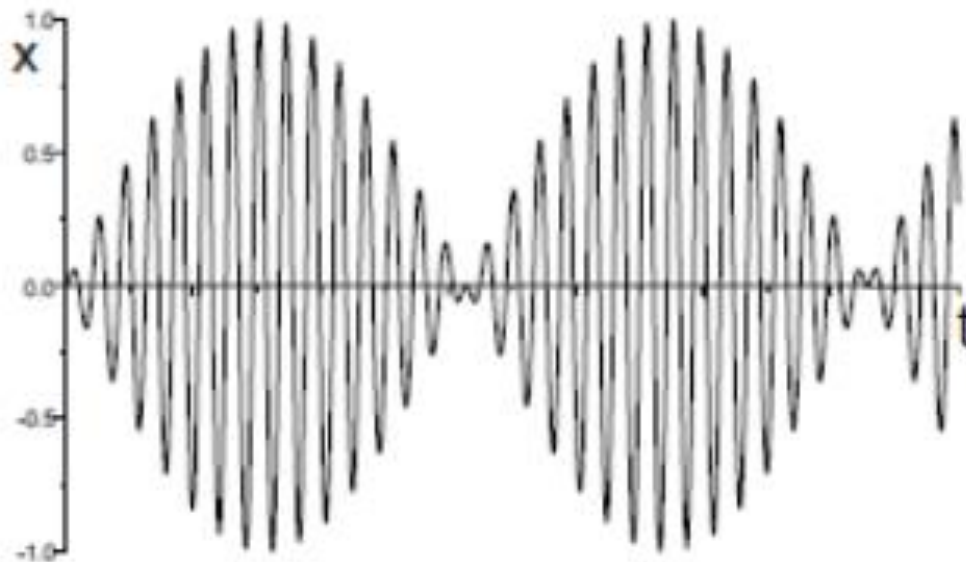


Рисунок 3.20 – Ефект «биття» для двох гармонічних коливань у «фазі – протифазі» з різними частотами

Положення точки визначається рівнянням (3.6):

$$x = \frac{2F}{|\omega_0^2 - \omega^2|} \sin\left(\frac{\omega - \omega_0}{2}t\right) \sin\left(\frac{\omega + \omega_0}{2}t\right), \quad (3.6)$$

де  $F$  – вектор навантажень, що діють у технологічній системі;  $\omega$  – частота змушених коливань;  $\omega_0$  – власна частота коливань деталі.

З рівняння бачимо, що система починає коливатися з частотами, які дорівнюють половині суми або різниці частот змушеного коливання та власної домінуючої частоти коливання деталі. Аналіз профілограми поверхні деталі, обробленої точінням, показує, що основною частотою мікронерівностей є геометрична складова, яку можна визначити за спеціально розробленим алгоритмом оброблення сигналу профілографа (рис. 3.21).

```

Prof = prof;
%Вихідний масив – 3 колонки;
  %перша – час;
  %друга – профіль;
  %третя – відмітчик;
%Ra – величина шорсткості за приладом;
Rad = 3.1;%roughness scale;

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

%дані в змінній 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 3.21 – Алгоритм оброблення сигналу профілографа

### Висновки до розділу 3

1 Запропоновано реалізувати пригнічення вторинних автоколивань керуванням під час токарного оброблення частотою обертання шпинделя автоматичним підналагодженням технологічної системи у визначеному діапазоні швидкостей різання, що дозволяє уникнути регенерації автоколивань під час відбудови від різання «по сліду».

2 За допомогою методу скінченних елементів на макромеханічному рівні деталізації з роздільним заданням фізико-механічних властивостей матеріалів основних вузлів верстата розроблено його скінченно-елементну модель, яка дозволила визначати власні резонансні частоти ТОС. Зокрема, встановлено, що за частот обертання шпинделя, близьких до резонансних частот,  $n = 7\,800$  об/хв і  $n = 9\,000$  об/хв спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. За резонансної частоти обертання шпинделя  $n = 10\,000$  об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя.

3 Запропонована методика задання граничних умов під час моделювання ТОС методом скінченних елементів, що дозволила одержати адекватну в межах 5 % модель для прогнозування динамічного стану елементів обробної системи.

4 На основі модального аналізу виявлено, що погіршення шорсткості обробленої поверхні на резонансних частотах обумовлено протифазним переміщенням вершини різця та заготовки в напрямку осі Y, що дає можливість прогнозувати діапазони частот обертання, на яких оброблення є небажаним.

5 На основі аналізу дослідження відхилення траєкторії обертання шпинделя виявлено зниження під дією зовнішніх сил жорсткості опор шпинделя, що зобов'язує враховувати необхідність збільшення жорсткості опор під час проєктування верстатів із високими частотами обертання шпинделя.

6 Розроблено математичний алгоритм розрахунку впливу коливань технологічної системи на шорсткість обробленої поверхні під час точіння деталей на високих частотах обертання шпинделя, що дає можливість керувати шорсткістю обробленої поверхні за допомогою зміни співвідношення між власною резонансною частотою ТОС та частотою обертання шпинделя під час оброблення деталі.

# РОЗДІЛ 4

## ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ

### ВИСОКОШВИДКІСНОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ

#### ІЗ ДІАМЕТРАМИ ПОВЕРХОНЬ 5–20 мм

#### ЗА ДОПОМОГОЮ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ

#### 4.1 Дослідження і керування зривом регенерації вторинних автоколивань під час точіння

Виникнення автоколивань завжди відбувається на частоті, близькій до власної частоти відповідних елементів домінуючої коливальної системи (підсистеми). Під час точіння з низькою частотою обертання заготовки коливання виведеної із стану рівноваги системи може підтримуватися за рахунок «різання по сліду», чого зазвичай не відбувається під час точіння з високою частотою обертання заготовки (рис. 4.1).

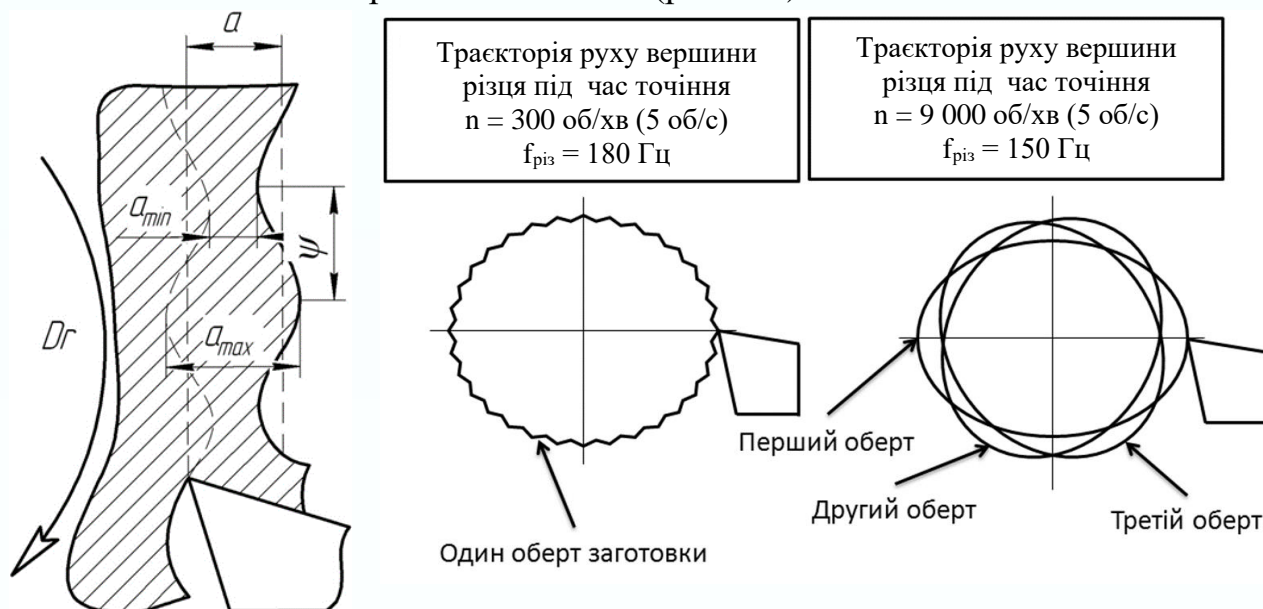


Рисунок 4.1 – Ілюстрація причин виникнення регенеративних коливань за низьких та високих частот обертання шпинделя

Принцип роботи експериментального стенда полягає в такому: вібрація, що генерується в системі «верстат – інструмент – деталь», реєструється датчиком і у вигляді аналогового сигналу передається на АЦП, який зі свого боку перетворює сигнал на цифровий вигляд і передає на комп'ютер. Далі за допомогою розробленої авторами програми проводиться оброблення даних, під час якого будуються спектри сигналів і розраховується потужність вібраційного сигналу. Потужність вібраційного сигналу – це інтегральна характеристика спектра, що обчислюється за формулою

$$E = \int_{f_1}^{f_2} A(f)df, \quad (4.1)$$

де  $A(f)$  – амплітуда коливального процесу, що вимірюється в межах інтервалу між частотами  $f_1$  та  $f_2$ , одержаних методом швидкого перетворення Фур'є.

Потужність вібраційного сигналу можна визначати графічно відповідно до блок-схеми оброблення сигналу, наведеної на рисунку 4.2, оцінюванням площі фігури, обмеженої кривою між точками  $A_1$  та  $A_2$  (рис. 4.3), які відповідають потужностям вібраційних сигналів у системі, і прямими, що відповідають частотам  $f_1$  та  $f_2$  – ділянкам тимчасового інтервалу, прийнятим за визначення потужності вібраційного сигналу за формулою (4.1).

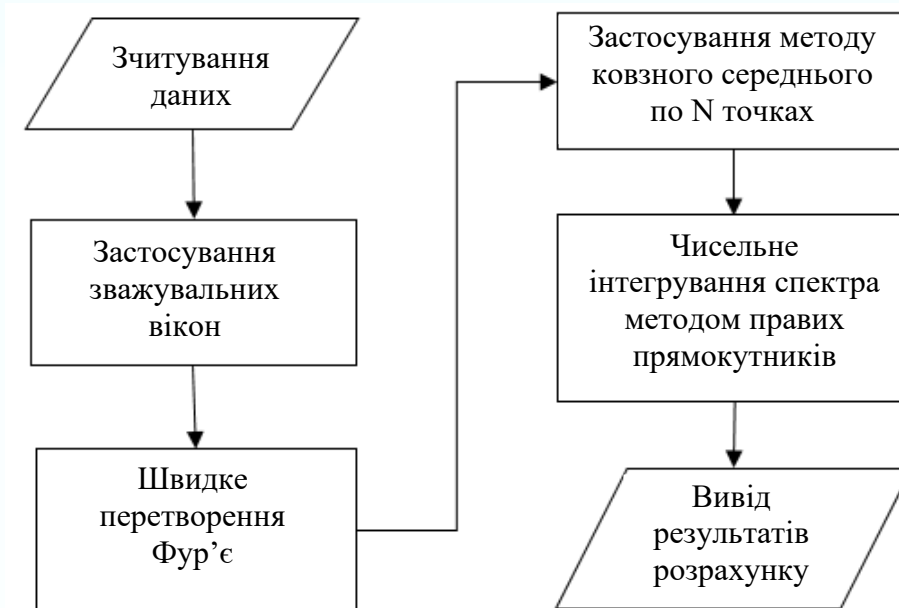


Рисунок 4.2 – Блок-схема оброблення сигналу

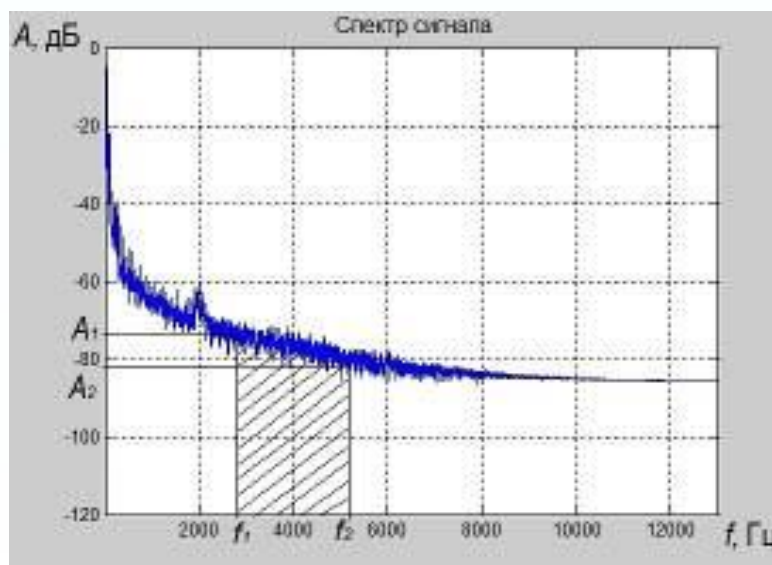


Рисунок 4.3 – Графічна інтерпретація потужності вібраційного сигналу



Для перевірки дієвості цієї методики змінювали частоту обертання шпинделя, яку визначали відповідно до алгоритму, наведеного на рисунку 4.4.

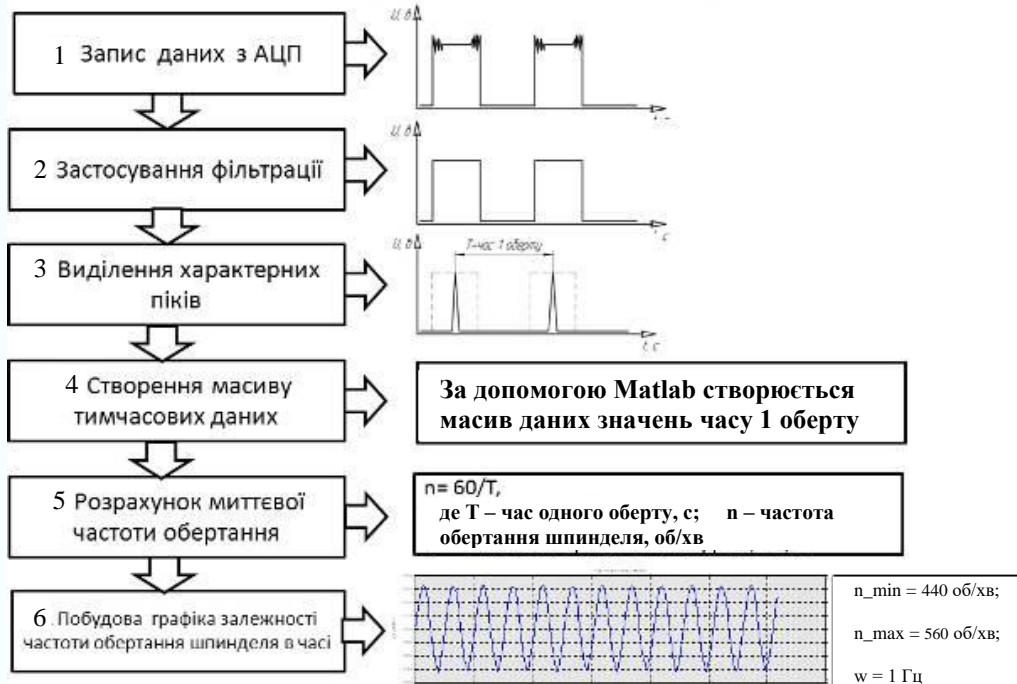


Рисунок 4.4 – Алгоритм визначення реальної частоти обертання шпинделя

Принцип практичного використання наведеного алгоритму полягає в такому. За допомогою АЦП сигнали всіх датчиків оброблялись та передавались на персональний комп'ютер (ПК). У подальшому за допомогою програми MathLab виконувався розрахунок миттєвого значення швидкості обертання шпинделя без модуляції і з модуляцією з різними частотами  $\omega$  та будувалися відповідні графіки (рис. 4.5).

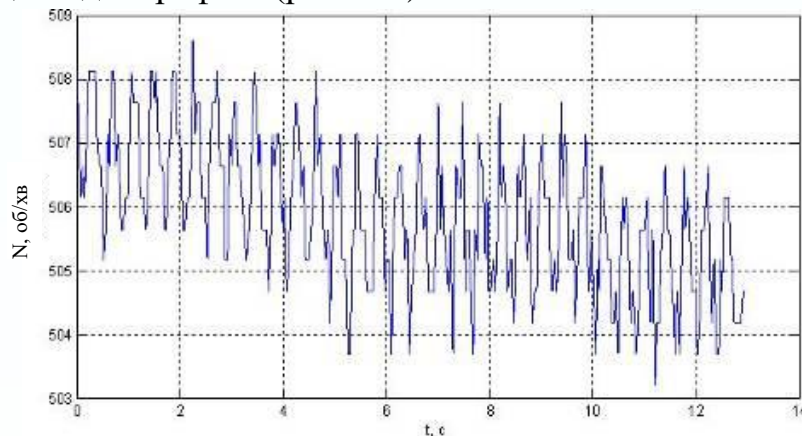


Рисунок 4.5 – Швидкість обертання шпинделя без модуляції заданої частоти

Запропонована методика дозволяє змінювати реальною частоту обертання шпинделя за синусоїдальним законом та встановлювати чутливість частоти обертання шпинделя до модуляції за різних несучих частот. На рисунку 4.6 наведено приклад зміни частоти обертання шпинделя за допомогою модуляції частот його обертання, де 1 – частота обертання шпинделя по датчику; 2 –

усереднена лінія за методом застосування вікна «ковзного середнього» (розмір вікна 10 точок).

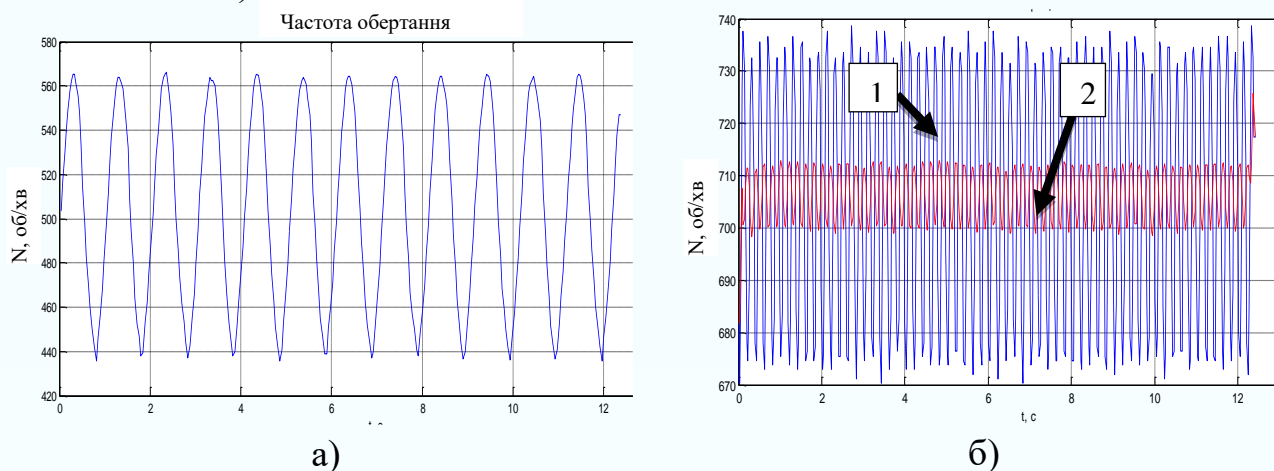


Рисунок 4.6 – Модуляція частоти обертання:

а) за  $n = 500$  об/хв;  $\omega = 1$  Гц; б) за  $n = 700$  об/хв;  $\omega = 5$  Гц

Динаміка роботи силового перетворювача привода головного руху оцінювалась графічно (рис. 4.7). Графік відображає зміну значення функції, яка пропорційна крутному моменту двигуна головного руху. Експериментально встановлено, що без навантаження верстата різанням розгін і гальмування шпинделя відбуваються за рахунок реверса полярності на якорі двигуна головного руху.

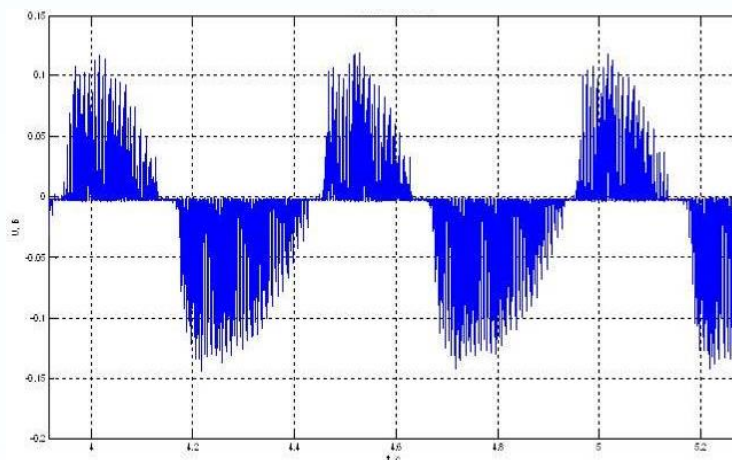


Рисунок 4.7 – Динаміка роботи силового перетворювача привода головного руху під час коливального обертання

Для дослідження вібронейкості процесу точіння було розроблено методику, практичну реалізацію якої запропоновано виконувати за таким алгоритмом (рис. 4.8):

- 1) налагодження верстата;
- 2) встановлення відповідного режиму оброблення (подача, глибина різання, частота обертання шпинделя відповідно до потрібної швидкості різання);

3) проведення експерименту з фіксацією даних із давача вібрації (4) та давача обертів шпинделя (5) послідовно для оброблення з модуляцією частоти обертання та без модуляції;

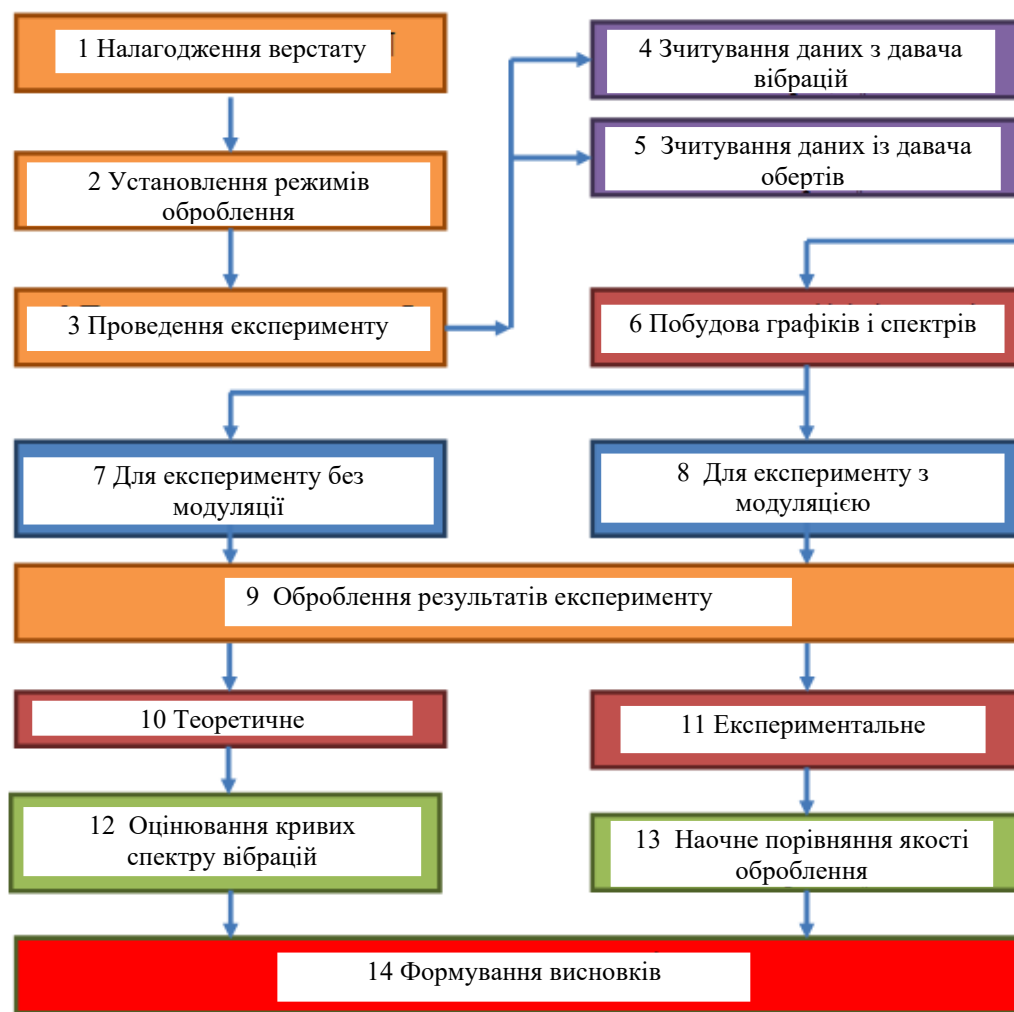


Рисунок 4.8 – Методика досліджень вібростійкості процесу точіння

- 4) оцінювання рівня вібрацій за ввімкненої (7) та вимкненої модуляції (8);
- 5) оброблення одержаних результатів (9);
- 6) оцінювання якості оброблення поверхні за допомогою порівняння зі зразками (шаблонами) шорсткості та формування остаточних висновків (10–14).

На підставі розробленого алгоритму були одержані експериментальні залежності впливу частоти та глибини модуляції за різних частот обертання, що стали основою для розроблення технологічної інструкції для роботи на токарно-гвинторізних верстатах. Зокрема, експериментальні дослідження вібростійкості процесу точіння проводили на базі двох токарно-гвинторізних верстатів із ЧПК – 1700ВФ30 та 16К20Т1. Обидва верстати були оснащені системами керування параметрами (глибиною та частотою) модуляції. Процес

модуляції здійснювали за допомогою модулятора, під'єданого в розірваний ланцюг між системою ЧПК відповідного верстата та силовим перетворювачем (див. рис. 2.3). У результаті експериментальних досліджень за розробленим алгоритмом були визначені для обох верстатів раціональні комбінації поєднання глибини модуляції та частоти модуляції за різних частот обертання шпинделя (рис. 4.9).

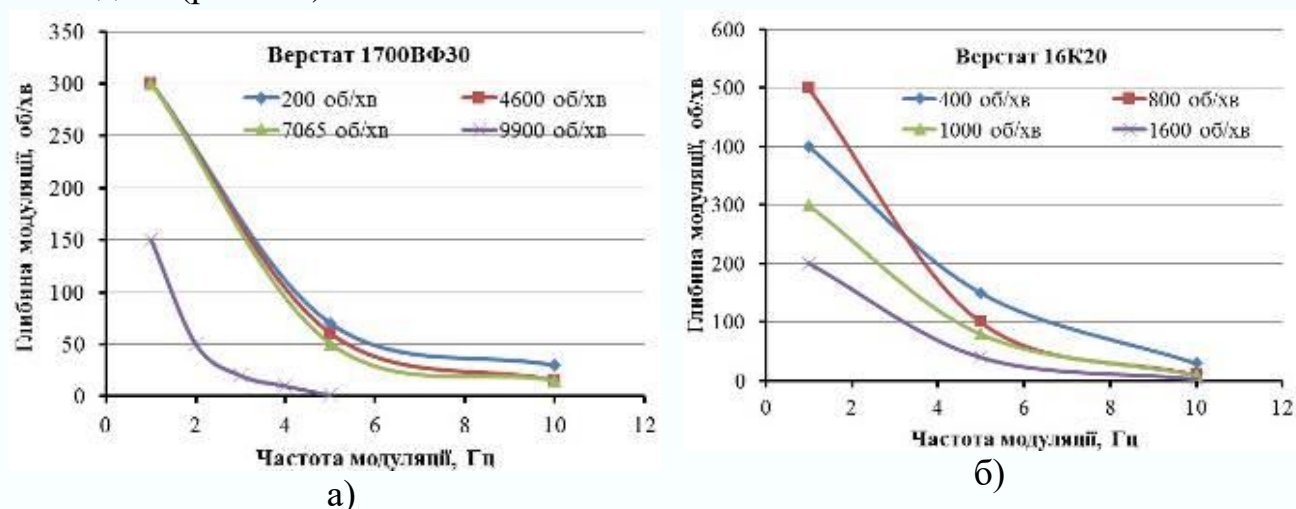


Рисунок 4.9 – Значення параметрів модуляції для верстатів:  
а) 1700ВФ30; б) 16К20Т1

Зв'язок між відповідними параметрами модуляції та частотою обертання шпинделя, наприклад для верстата 16К20Т1, означає те, що за частоти модуляції, наприклад 5 Гц (рис. 4.9 б), зміна номінальної (базової) частоти обертання 800 об/хв буде відбуватися 300 разів ( $5 \cdot 60$ ) за 1 хвилину з глибиною (за синусоїдальним законом)  $\pm 100$  об/хв, тобто від 700 об/хв до 900 об/хв.

Ця методика була перевірена експериментально. Дослідження проводили двома паралельними етапами. На першому етапі реєстрували сигнал без модуляції і відразу, не зупиняючи процес різання, записували сигнал із модуляцією (рис. 4.10).

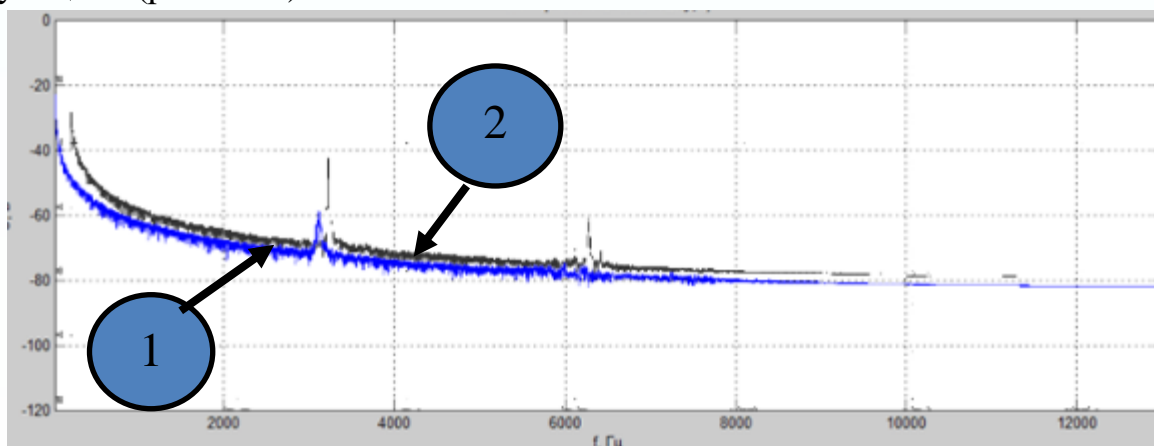


Рисунок 4.10 – Порівняння спектрів із модуляцією (1) та без модуляції (2) за:  
 $S = 0,5$  мм/об;  $n = 300$  об/хв;  $t = 0,5$  мм; канал 2

За параметри режимів оброблення використовували перебиранням такі значення: подачі – 0,15; 0,3; 0,4; 0,5 мм/об; глибини різання – 0,1; 0,5; 1 мм; частоти обертання шпинделя – 250, 300, 500 об/хв. Діаметр оброблюваної поверхні дорівнював 60 мм. Коливальні процеси фіксували за допомогою вібраційного датчика D8 (див. рис. 2.3) та записували на два канали: канал 1 – поздовжні коливання в напрямі від передньої бабки до задньої; канал 2 – коливання «вгору – вниз» у головній січній площині. Результати проведених експериментів обробляли за розробленою методикою і будували відповідні графіки спектрів. Усі дослідження проводили з модуляцією частоти обертання шпинделя 10 Гц. Для наочності та забезпечення можливості порівняння одержаних графіків спектрів за допомогою операції зменшення прозорості в програмному продукті Photoshop виконано накладення одне на одного зображень спектрів, одержаних із модуляцією та без неї (рис. 4.11).

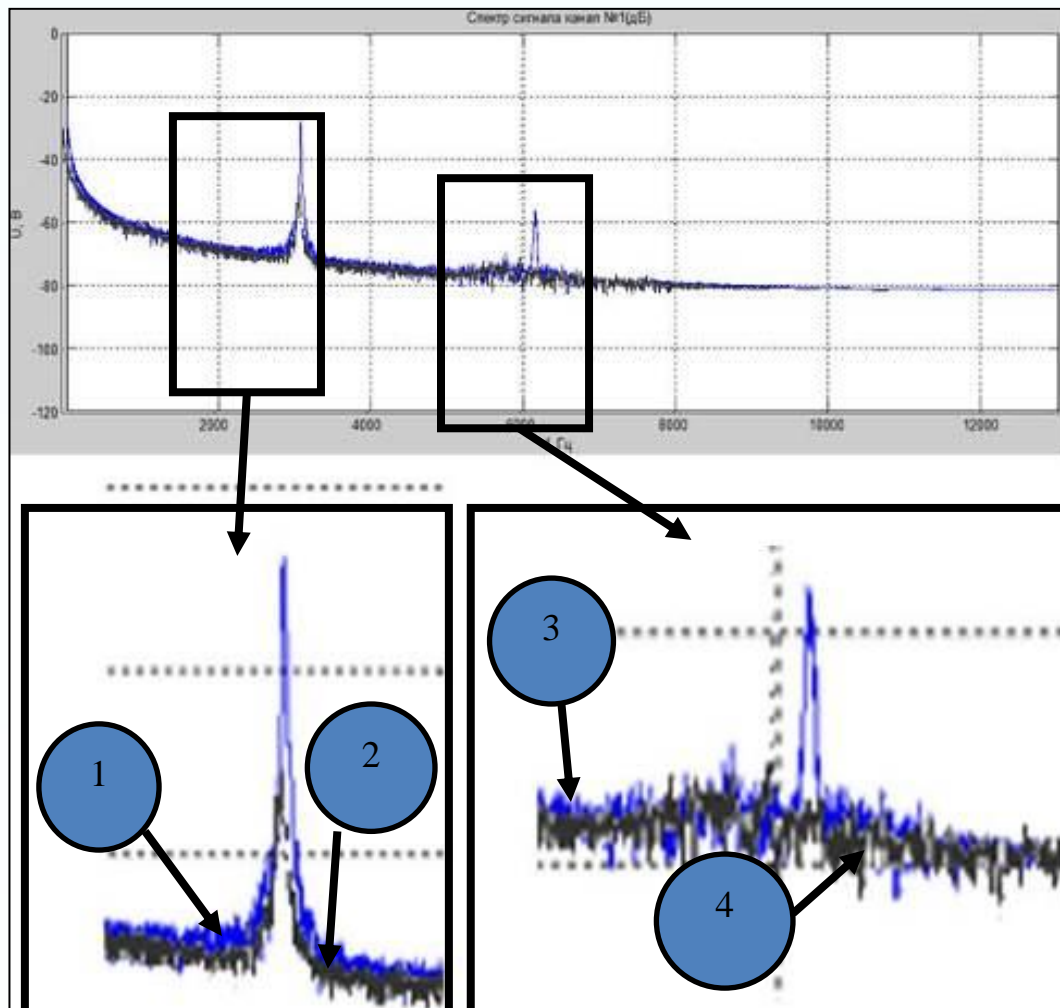


Рисунок 4.11 – Порівняння спектрів без модуляції (1) та із модуляцією (2) за:  $S = 0,5$  мм/об;  $n = 300$  об/хв;  $t = 0,5$  мм; канал 1

Результати проведених досліджень показали, що процес модуляції істотно впливає на шорсткість обробленої поверхні. На рисунку 4.12 подано фотографію обробленої поверхні без модуляції та з ввімкненою модуляцією.

Як бачимо з фотографії, оброблена поверхня без використання додаткового коливального руху деталі має риски та хвилясту поверхню.

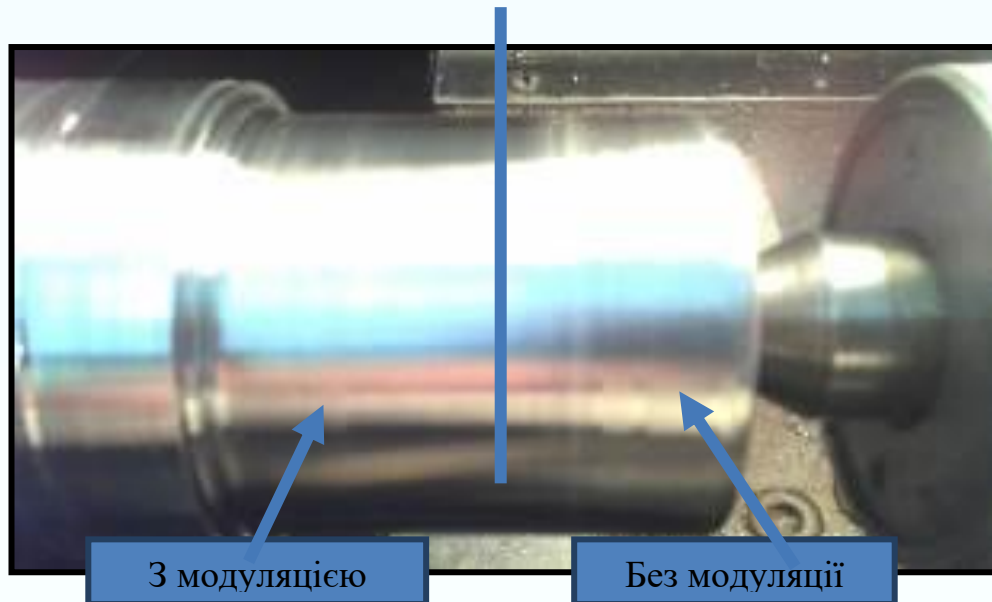


Рисунок 4.12 – Шорсткість обробленої поверхні з модуляцією та без неї

Поверхня, яка оброблена з промодульованим сигналом заданої частоти руху головного двигуна («з модуляцією»), не має цих дефектів.

Експериментальні дослідження впливу частоти модуляції на шорсткість обробленої поверхні під час точіння здійснювали відповідно до плану, що складався з 15 дослідів. Результати експериментів наведені в таблиці 4.1.

Відповідні колонки в таблиці означають:

–  $d_{max}$  – діаметр заготовки до механічного оброблення (діаметр оброблюваної поверхні);  $d_{min}$  – діаметр заготовки після механічного оброблення (діаметр обробленої поверхні), тобто глибина різання становила 0,2 мм;

–  $n_{спс}$  – частота обертання шпинделя, яка задана системою ЧПК, що варіювалася від 2 500 об/хв до 6 000 об/хв;

–  $f$  – частота модуляції сигналу задання, що варіювалася від 1 Гц до 5 Гц;

–  $n_{min\_cut}$  – мінімальна частота обертання шпинделя відносно базового рівня частоти обертання з урахуванням глибини модуляції, об/хв;

–  $n_{max\_cut}$  – максимальна частота обертання шпинделя відносно базового рівня частоти обертання з урахуванням глибини модуляції, об/хв;

- $n_{\max}$  – фактична максимальна частота обертання шпинделя виміряна датчиком частоти обертання шпинделя з урахуванням розгону та гальмування частоти обертання шпинделя з використанням модуляції, об/хв;
- $S_{xv}$  – хвилинна подача (швидкість подачі  $V_s$ ), що задавалася через систему ЧПК верстата, мм/хв;
- $Ra$  – шорсткість обробленої поверхні, мкм.

У результаті експериментальних досліджень доведено вплив частоти та глибини модуляції на шорсткість обробленої поверхні. Контроль шорсткості за параметром  $Ra$  здійснювався на модернізованому профілографі П-283 (див. підрозд. 2.7, рис. 2.13).

Таблиця 4.1 – Результати дослідження впливу частоти модуляції на шорсткість обробленої поверхні за різних частот обертання шпинделя

№ пор.	$d_{\max}$ , мм	$d_{\min}$ , мм	$n_{\text{спс}}$ , об/хв	$f$ , Гц	$n_{\min\_cut}$ , об/хв	$n_{\max\_cut}$ , об/хв	$n_{\min}$ , об/хв	$n_{\max}$ , об/хв	$S_{xv}$ , мм/хв	$Ra$ , мкм
1	19	18,6	2 500	1			3 600	4 300	47	1,63
2	19	18,6	3 000	1	4 200	4 900	4 320	4 950	38	1,24
3	19	18,6	4 000	1	5 550	6 250	5 600	6 250	35	1,93
4	19	18,6	5 000	1	6 800	7 400	6 900	7 500	35	1,30
5	19	18,6	6 000	1	8 000	8 450	8 050	8 550	35	1,84
6	18	17,6	2 500	1	3 550	4 250	3 600	4 280	38	1,75
7	18	17,6	3 000	3	4 400	4 650	4 500	4 750	35	1,52
8	18	17,6	4 000	3	5 720	5 920	5 700	5 920	41	1,28
9	18	17,6	5 000	3	6 960	7 120	6 950	7 120	35	1,33
10	18	17,6	6 000	3	8 170	8 320	8 200	8 330	20	2,08
11	17	16,6	2 500	1	3 550	4 280	3 630	4 280	38	1,64
12	17	16,6	3 000	5	4 450	4 600	4 460	4 600	20	1,49
13	17	16,6	4 000	5	5 780	5 870	5 780	5 880	34	1,55
14	17	16,6	5 000	5	6 990	7 070	7 010	7 100	40	1,39
15	17	16,6	6 000	5	8 200	8 290	8 220	8 280	30	1,08

Для підвищення точності та достовірності вимірювань було проведено по 10 вимірювань шорсткості для кожного досліду, що дозволило отримати усереднені значення для всіх вимірювань та побудувати графік залежності шорсткості від частоти модуляції за різних частот обертання шпинделя (рис. 4.13).

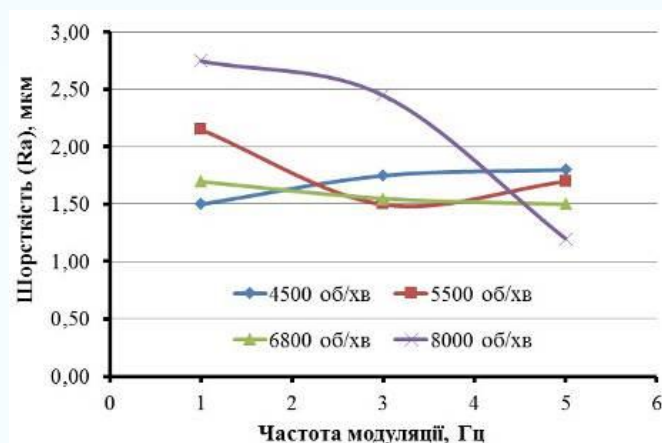


Рисунок 4.13 – Вплив частоти модуляції на шорсткість обробленої поверхні за різних частот обертання шпинделя

Аналіз одержаних результатів показав, що в цьому разі найбільший вплив частоти модуляції на шорсткість поверхні має місце за частоти обертання шпинделя 8 000 об/хв, водночас зі збільшенням частоти модуляції шорсткість поверхні зменшується. За частоти обертання шпинделя 5 500 об/хв мінімальна шорсткість поверхні має місце за частоти модуляції 3 Гц, а за відносно малих частот обертання шпинделя (4 500 об/хв) зі збільшенням частоти модуляції шорсткість поверхні може збільшуватися. Таким чином, доведено, що за допомогою зміни частоти модуляції можна успішно керувати якістю (шорсткістю) обробленої поверхні.

#### 4.2 Експериментальні дослідження амплітудно-частотних характеристик елементів обробної системи

Для експериментального дослідження амплітудно-частотних характеристик (див. підрозд. 2.5, рис. 2.13), отримуваних за допомогою вібродіагностичного обладнання з датчиками KD-35 (табл. 2.5), які були по черзі встановлені на різні вузли верстатів уздовж різних осей координат обробної системи (токарно-гвинторізного верстата, різця, станини тощо). З використанням розробленої методики (див. розд. 2.6) були проведені вимірювання амплітуд коливань відповідних вузлів верстатів. Метою дослідження було виявлення впливу положення мас верстата на його амплітудно-частотні характеристики. Для цього експериментально за допомогою системи датчиків були виміряні віброприскорення та вібропереміщення вузлів верстата відносно заданої нульової точки для двох різних варіантів компоновання привода подач верстата 1700ВФ30 (див. рис. 3.2). За першого варіанта було виконано компоновання з прямим з'єднанням двигуна і гвинта з передачею крутного моменту через зубчасті колеса (рис. 3.2 а), а за другого варіанта передавання крутного моменту на гвинт повздовжньої подачі здійснювалася за допомогою редуктора з передачею



крутного моменту безпосередньо на вісь через муфту (рис. 3.2 б). Основна відмінність цих компонувань полягає в різному перерозподілі маси двигуна і редуктора відносно станини. За відносний нуль технологічної системи було прийнято корпус передньої бабки верстата.

Під час експериментального дослідження були виконані вимірювання амплітуд коливань шпинделя, різця та станини токарно-гвинторізного верстата 1700ВФ30 за різних частот обертання шпинделя на холостих обертах (рис. 4.14). Одержані значення коливань окремих вузлів верстата, були визначені відніманням показників датчиків із кожного конкретного вузла від базової нульової точки за допомогою розробленого алгоритму в програмному середовищі MathLab.

У результаті було виявлено, що амплітуди коливань шпинделя змінюються в діапазоні від 0,005 мм до 0,08 мм. Найбільш істотне зростання амплітуди коливань шпинделя (максимально до 0,08 мм) спостерігається в діапазоні частот обертання шпинделя від 9 000 об/хв до 10 500 об/хв, що пояснюється значним зростанням динамічної збуджувальної 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 мм до 0,01 мм із відносно невеликою зоною збільшення до 0,03 мм в діапазоні частот обертання шпинделя від 8 100 об/хв до 9 000 об/хв.

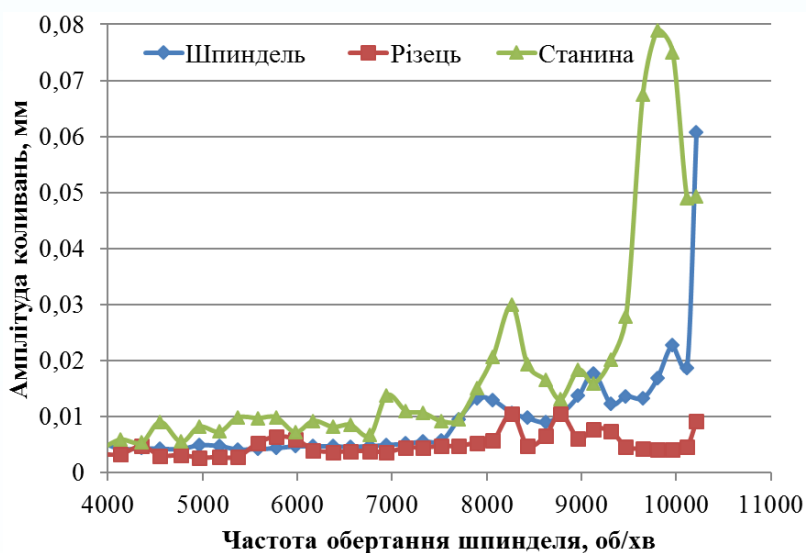


Рисунок 4.14 – Амплітудно-частотна характеристика елементів обробної системи на базі верстата моделі 1700ВФ30

Під час подальшого експериментального дослідження на експериментальному стенді було виявлено, що амплітуда коливань шпинделя значною мірою залежить від розміщення супорта та додаткової маси вздовж станини (рис. 4.15).

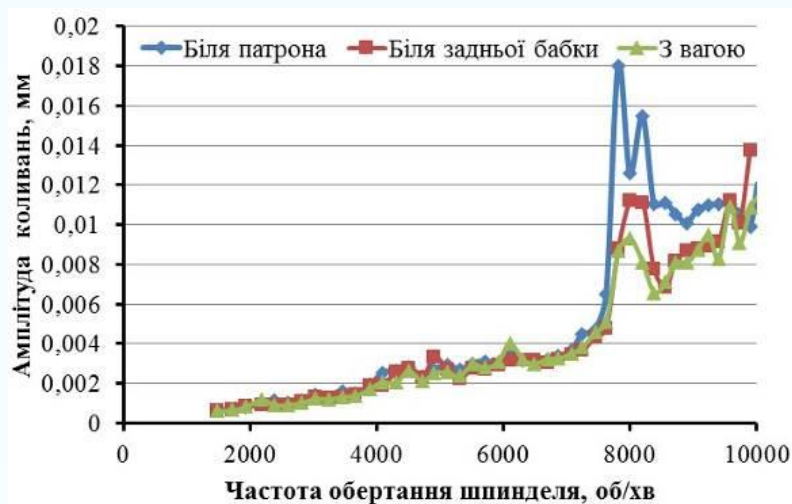


Рисунок 4.15 – Амплітуди коливань шпинделя за холостих обертів

Аналіз одержаних результатів показав, що максимальна амплітуда коливань шпинделя спостерігається за положення супорта в безпосередній близькості до токарного патрона, що було проконтрольовано за допомогою датчика D3 (див. рис. 2.3). Залежно від частоти обертання шпинделя амплітуда його коливань змінювалася в діапазоні від 0,001 мм до 0,018 мм з максимальною амплітудою на частоті обертання від 7 800 об/хв до 8 300 об/хв. Вимірювання амплітуди коливань шпинделя із супортом біля задньої бабки верстата виявили, що у вищезазначеному критичному діапазоні частот обертання амплітуда його коливань становить 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. розд. 5.1). Про це свідчить зниження амплітуди коливань шпинделя на критичних частотах обертання до 0,009 мм у зв'язку з додаванням додаткової ваги до задньої бабки верстата.

Під час визначення амплітуди коливань різця під час роботи верстата без навантаження механічним обробленням було виявлено, амплітуда його коливань у такому режимі поблизу патрона, біля задньої бабки та з керованою зміщеною додатковою масою (вагою) змінюється за однаковим синусоїдальним законом (рис. 4.16). Контрольований параметр (амплітуда коливань) варіюється залежно від частоти обертання шпинделя у відносно незначних межах – від 0,006 мм до 0,016 мм. Виявлено, що різець є найбільш чутливим до коливань технологічної системи за частот обертання шпинделя від 1 000 об/хв до 2 200 об/хв, після цього амплітуда його коливань стабілізується в діапазоні від 2 200 об/хв до 6 500 об/хв у межах 0,008 мм.

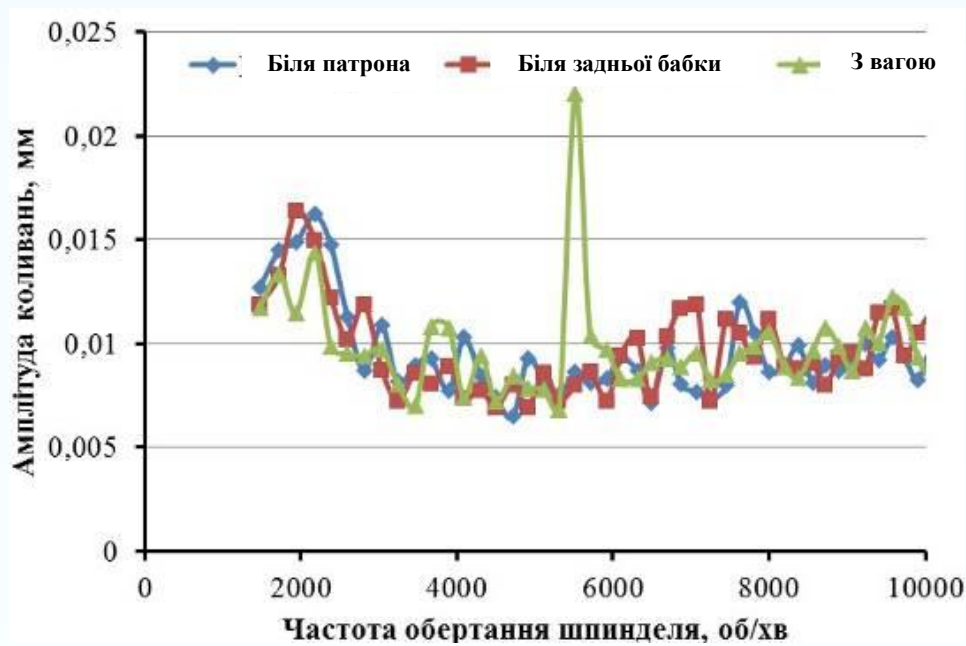


Рисунок 4.16 – Амплітуди коливань різця за холостих обертів шпинделя

Вимірювання амплітудно-частотних характеристик станини, яка є однією з основних базових вузлів верстата, дозволили одержати загальне уявлення про реакцію ступеня її впливу на динамічні явища, що виникають в результаті його роботи. Установлено, що коливання станини є відносно неістотними за частот до 8 000 об/хв, у той час як за збільшення частоти обертання шпинделя до 10 000 об/хв цей параметр може істотно впливати на амплітуду коливань станини і відповідно на шорсткість обробленої поверхні (рис. 4.17).

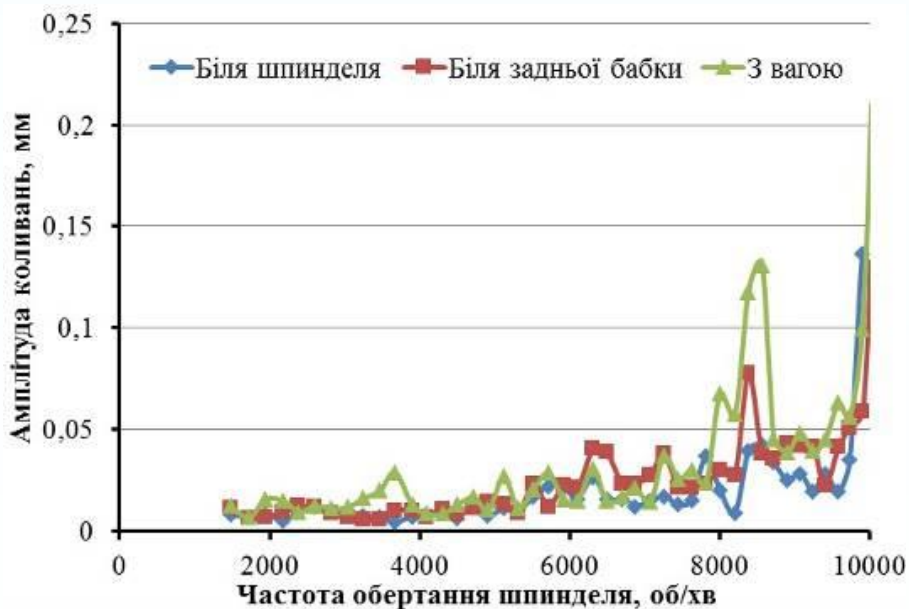


Рисунок 4.17 – Амплітуди коливань станини за холостих обертів шпинделя

Подальше дослідження амплітудно-частотних характеристик вузлів верстата виконувалося в контексті їх впливу на шорсткість обробленої поверхні. Зокрема, на підставі графіка амплітудно-частотних характеристик

шпинделя, різця та станини (рис. 4.18) були визначені значення частот обертання шпинделя, що викликають явища резонансу в кожному з вище перелічених вузлів. Так, за наявності характерних піків зростання амплітуди коливання кожного з вузлів було виявлено, що резонансними частотами обертання шпинделя є: для шпинделя – 7 800 об/хв; для інструменту – 8 170 об/хв; для станини – 5 700, 7 250, 7 800, 8 530, 9 035 та 9 360 об/хв.

Механічне оброблення на виявлених резонансних частотах та контроль на них шорсткості обробленої поверхні дозволили виявити істотний вплив частоти обертання шпинделя на резонансних частотах на шорсткість обробленої поверхні (рис. 4.19). Зокрема, було виявлено, що точіння з подачею  $s = 0,05$  мм/об та різними глибинами різання призводить до однакових тенденцій формування мікрорельєфу обробленої поверхні. Водночас збільшення подачі до 0,1 мм/об призводить до більш істотного зростання шорсткості. Це дозволило припустити те, що до частоти обертання шпинделя 8 500 об/хв домінуючим фактором, який зумовлює характер змін висот мікронерівностей, є геометрична складова, тобто подача, в той час як за частот обертання шпинделя, більших ніж 8 500 об/хв, більш інтенсивний характер зміни висот мікронерівностей обумовлюється динамічною складовою, а саме амплітудно-частотними характеристиками вузлів верстата, про що свідчить істотне збільшення висот мікронерівностей навіть за зменшення подачі.

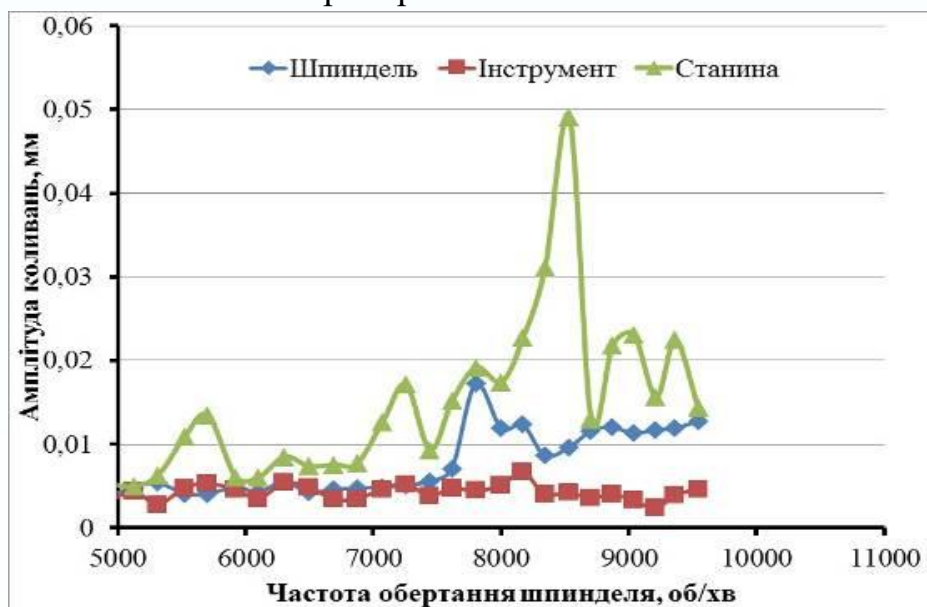


Рисунок 4.18 – Амплітуди коливань елементів обробної системи

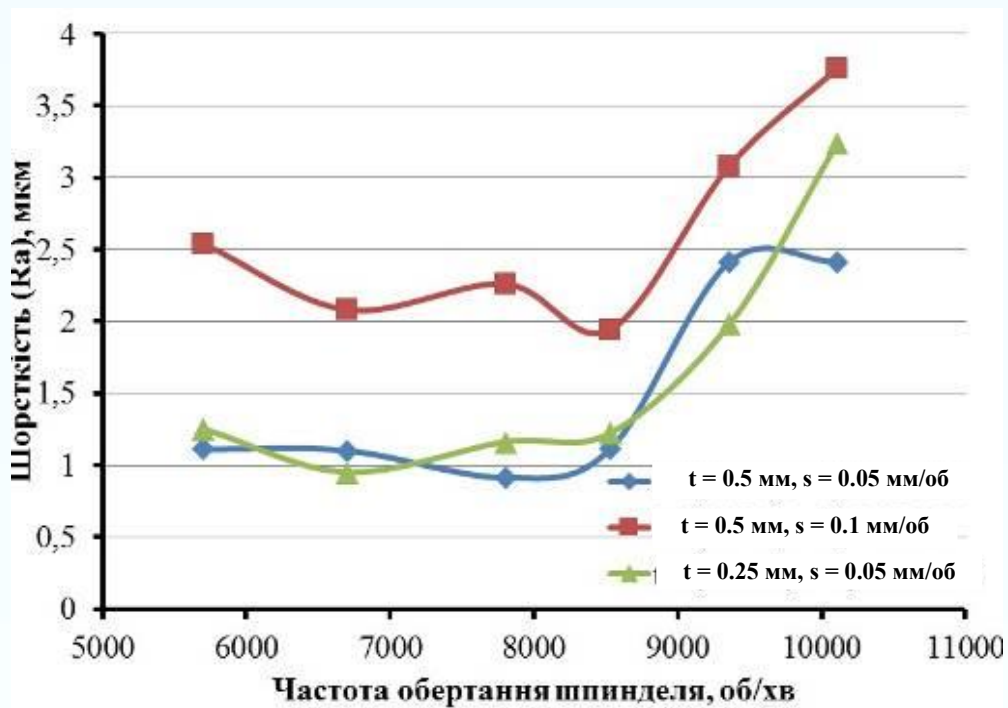


Рисунок 4.19 – Вплив частоти обертання шпинделя на шорсткість обробленої за різних режимів різання

Порівняння результатів вимірювання амплітуд коливань робочих органів верстата, одержаних експериментально (рис. 4.20 а), та результатів розрахунків цього параметра за модального аналізу (рис. 4.20 б) дозволяють зробити висновок, що амплітуди коливань шпинделя й інструменту, одержані експериментально за частот обертання шпинделя 10 000 об/хв, яких можна досягти за допомогою розробленого стенда та розрахунком за допомогою одержаної моделі, збігаються в межах 5 %.

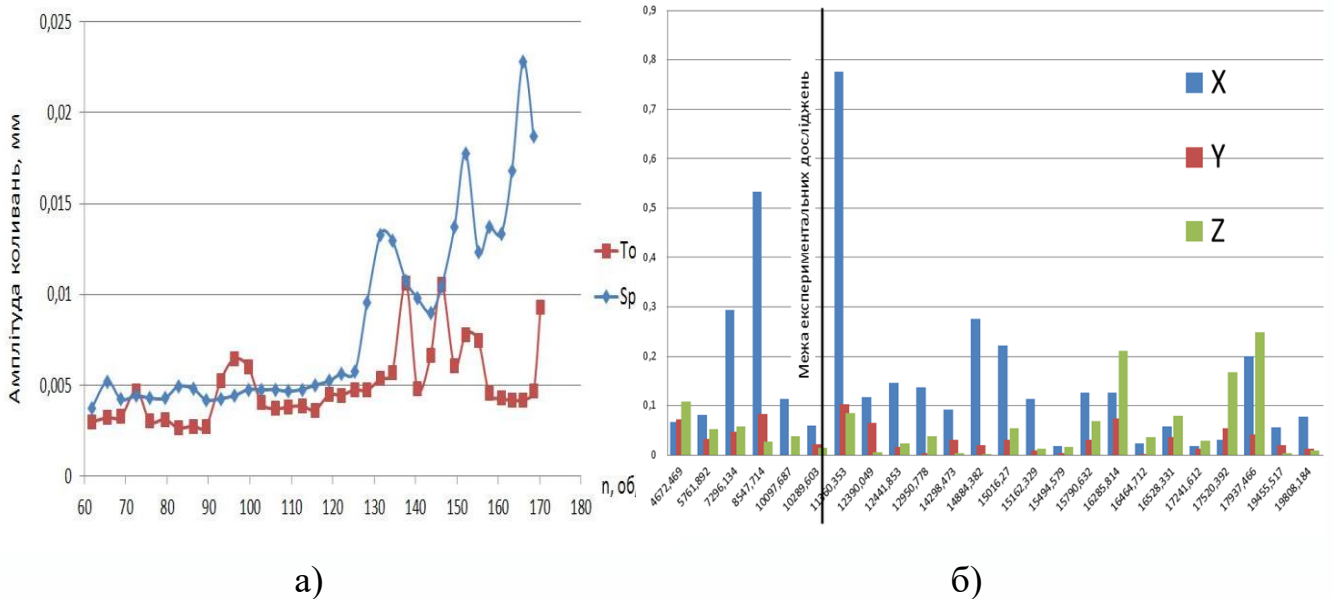


Рисунок 4.20 – Порівняння амплітуд коливань робочих органів, визначених експериментально (а) та за результатами розрахунків (б)

За допомогою модельного аналізу встановлено, що за збільшення частот обертання шпинделя до 15 500 та 17 420 об/хв спостерігається значне зменшення амплітуд коливань робочих органів (рис. 4.20 б), яке, ймовірно, буде супроводжуватися зменшенням впливу вібраційної складової за формування висот мікронерівностей у процесі точіння і відповідно покращанням шорсткості обробленої поверхні.

### **4.3 Дослідження впливу частоти збуджувальної сили на амплітуду коливань інструменту (Frequency Response)**

За допомогою скінченно-елементної моделі аналізом Frequency Response програмного комплексу Ansys за допомогою розрахунку визначено амплітуду взаємного коливання шпинделя із заготовкою і вершини леза інструменту залежно від частоти обертання заготовки (шпинделя) (рис. 4.21).

Розраховані в результаті модельного аналізу величини амплітуд були порівняні з характером зміни шорсткості поверхні за параметром Ra, одержаному в результаті експериментальних досліджень впливу на шорсткість обробленої поверхні частоти обертання шпинделя за сталого режиму оброблення:  $V = 500$  м/хв,  $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,5$  мм (рис. 4.20).

Порівнявши графіки, маємо подібний характер зміни амплітуди коливань та шорсткості обробленої поверхні залежно від частоти обертання шпинделя в процесі точіння. Таким чином, аналіз одержаних результатів дозволяє стверджувати, що характер зміни амплітуди взаємних коливань шпинделя із заготовкою та вершини леза інструменту відображається на якості обробленої поверхні у вигляді вібраційної складової шорсткості.

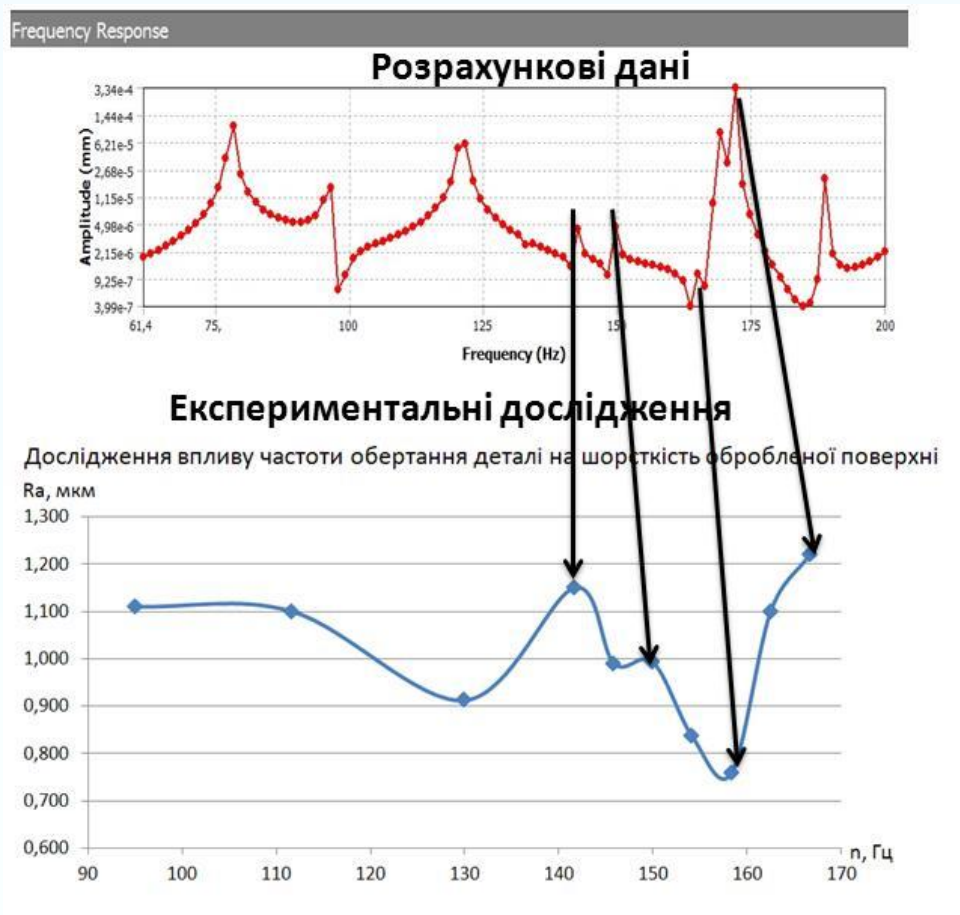


Рисунок 4.21 – Вплив амплітуди взаємних коливань шпинделя із заготовкою та вершини леза інструменту на шорсткість обробленої поверхні за різних частот обертання шпинделя

#### 4.4 Експериментальні дослідження впливу положення робочих органів верстата на амплітуду коливань різця

У результаті аналізу даних щодо амплітуди коливань різця за холостих обертів шпинделя на різних частотах його обертання було виявлено, що в процесі поздовжнього точіння на амплітуду коливання вершини інструменту (різця) впливає також і його положення відносно зон базування та закріплення (рис. 4.22), що зі свого боку може значною мірою зумовлювати характер мікрорельєфу обробленої поверхні, тобто її шорсткості.

Характер кривих амплітуди коливань інструменту за положення різця поблизу шпинделя та поблизу задньої бабки (рис. 4.22 а, б) свідчить про те, що їх числові значення зіставні з висотами мікронерівностей поверхні за чистового точіння. У процесі експериментального дослідження виявлено, що зміщення додаткової маси (рис. 4.22 в) за допомогою спеціально розробленого пристрою (Патент № 107301 на корисну модель «Спосіб динамічного управління коливаннями супорта верстата») сприяє зниженню амплітуди коливань різального інструменту біля задньої бабки (рис. 4.22).

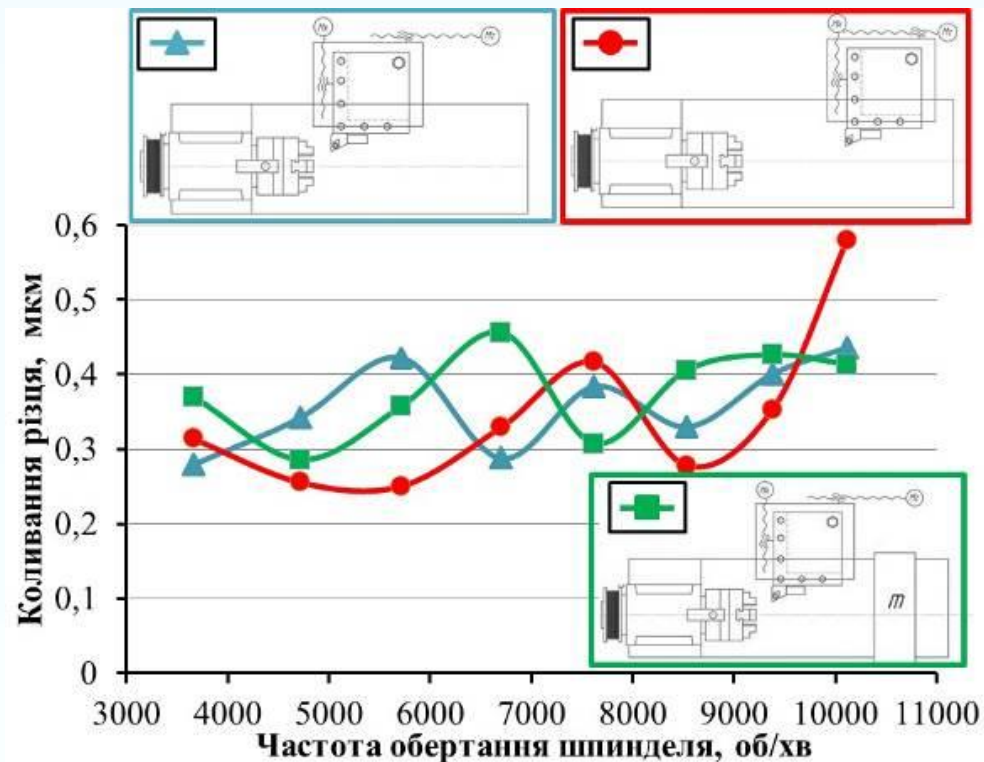


Рисунок 4.22 – Амплітуда коливань різця за різних частот обертання шпинделя положення відносно зон його базування та закріплення

Виявлений у 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 збігу вузлів деформації із зоною різання. Це дозволяє фокусувати вузол коливання відповідних елементів технологічної системи в зоні різання, зменшуючи висоту мікронерівностей обробленої поверхні. Для цього технічну реалізацію суміщення вузла коливань технологічної системи із зоною різання запропоновано виконувати керуванням положенням додаткової маси за допомогою власного привода (Патент № 107301).

Система керування аналітичним способом здійснює пошук локального мінімуму амплітуди коливання різця та виробляє сигнал для відповідного (заданого) зміщення додаткової маси.

#### 4.5 Аналіз динамічного стану технологічної системи за допомогою спектрального аналізу мікрогеометрії обробленої поверхні

За результатами аналізу експериментальних даних було виявлено, що профіль обробленої поверхні деталі залежить від процесів, які відбуваються за зрізування припуску, та динамічного стану технологічної системи в процесі різання. Ці явища відображаються на поверхні у вигляді фізичної, геометричної та вібраційної складових шорсткості.



Для того щоб більш детально розглянути та конкретніше виділити внесок кожного процесу у формування рельєфу (шорсткості) обробленої поверхні запропоновано за допомогою процедури CalcRa виконати спектральний аналіз профілю обробленої поверхні (див. розд. 2.8), що дозволило виконати побудову графіків у координатах «амплітуда мікронерівностей (мкм) – довжина профілю (мм)» та «висота мікронерівностей (мкм) – частота (Гц)», за допомогою яких проведено аналіз динамічного стану системи під час оброблення. Для цього в програму `fft_an` були введені реальні значення частот обертання шпинделя та подач, на яких формувались аналізовані оброблені поверхні. Це дозволило одержати спектри мікронерівностей обробленої поверхні в координатах: « $R_a$ , мкм, – частота зустрічності мікронерівностей, Гц» (рис. 4.22–4.24), а також « $R_a$ , мкм, – крок мікронерівностей, мм). Зі спектрального аналізу обробленої за  $n = 5\,700$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об поверхні пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині  $Y(R_a) = 0,28$  мкм спостерігається за резонансної частоти коливання інструменту  $X = 95,28$  Гц (рис. 4.23), що підтверджуються результатами моделювання методом скінченних елементів (див. п. 3.5).

Спектральний аналіз обробленої поверхні в координатах ( $R_a$ , мкм / крок мікронерівностей, мм) засвідчив, що виявлена западина  $R_a = 0,28$  мкм з'явилася на оброблюваній поверхні з кроком  $X = 0,042$  мм (рис. 4.24), який є досить близьким до значення подачі  $s = 0,05$  мм/об, на якій виконувалося точіння (рис. 4.24).

Це підтвердило припущення про те, що за відносно невеликих частот обертання шпинделя ( $n = 5\,700$  об/хв) домінуючим фактором формування мікронерівностей обробленої поверхні є геометрична складова, тобто подача.

Зі спектрального аналізу поверхні, обробленої за  $n = 8\,530$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об, пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині  $Y(R_a) = 0,3637$  мкм, спостерігається за резонансної частоти коливання інструменту  $X = 140,4$  Гц (рис. 4.25), який підтверджуються результатами моделювання методом скінченних елементів (див. розд. 3.5).

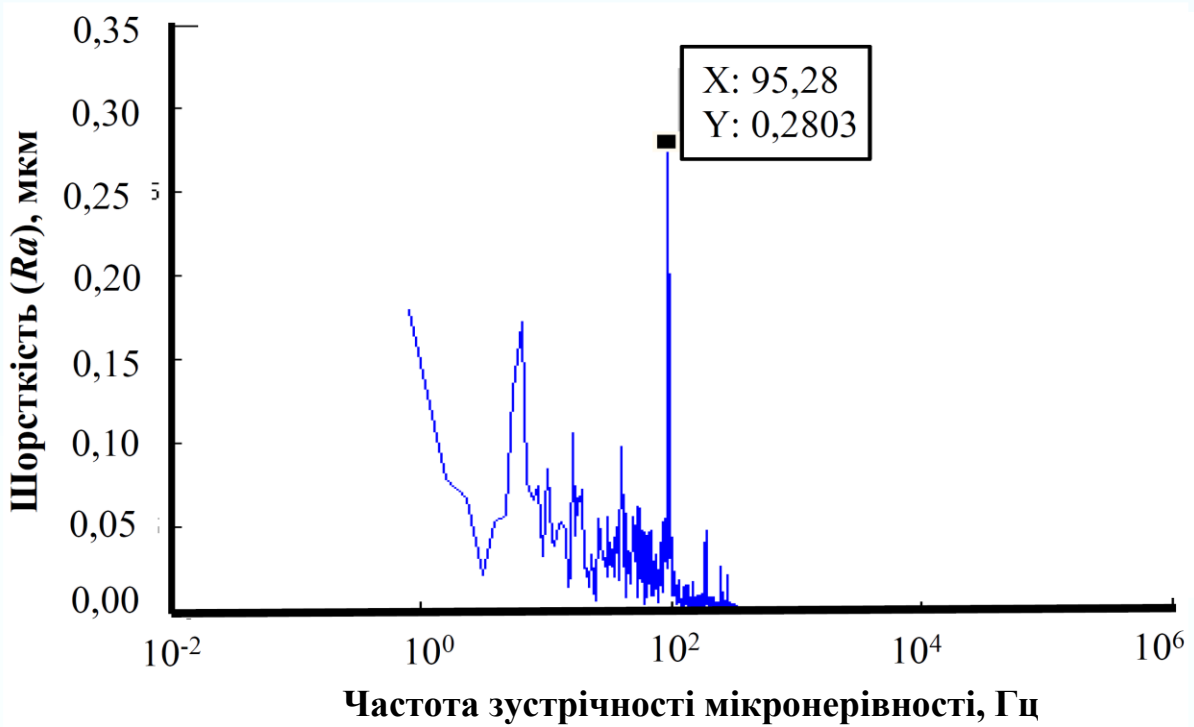


Рисунок 4.23 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 5\,700$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об

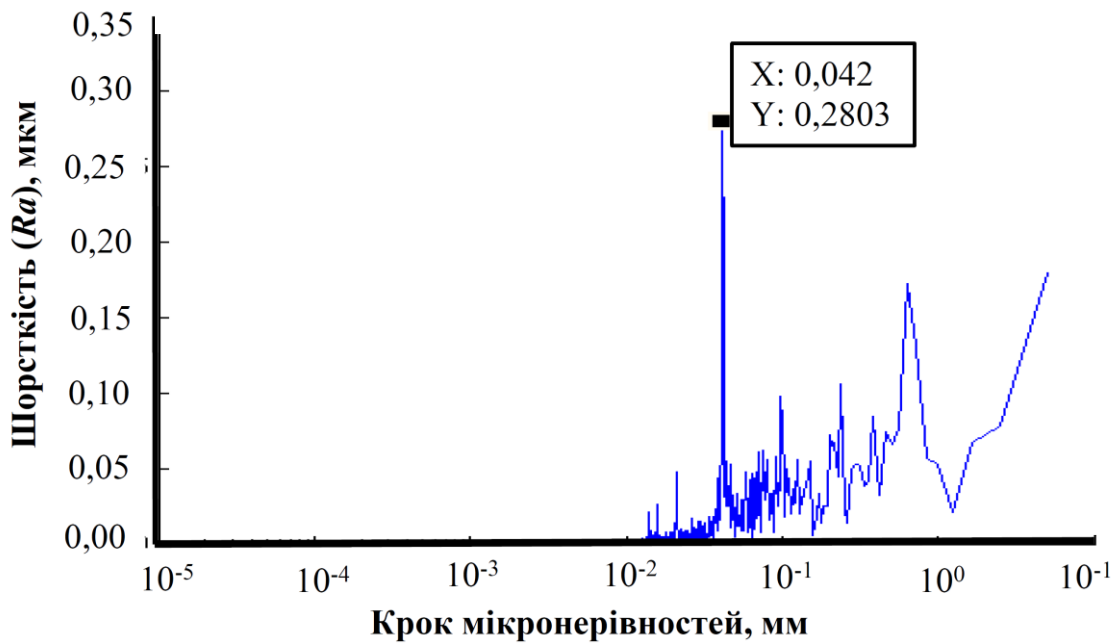


Рисунок 4.24 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 5\,700$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об

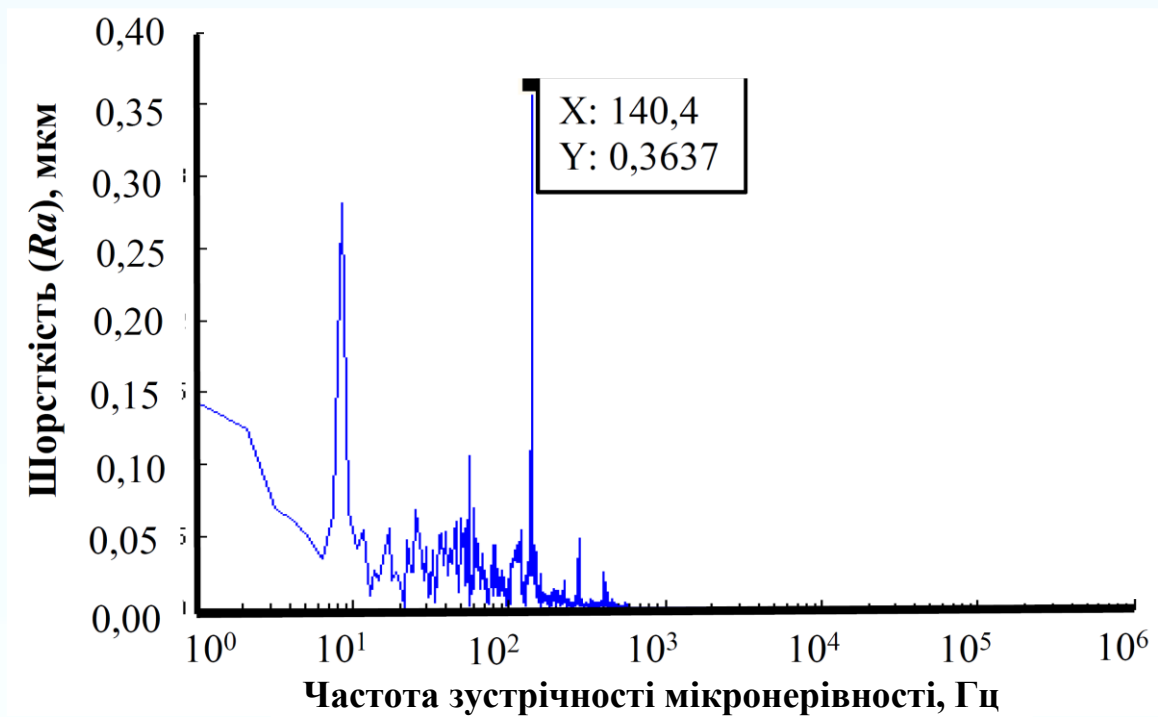


Рисунок 4.25 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 8\,530$  об/хв,  $s = 0,05$  об/хв

Спектральний аналіз обробленої поверхні в координатах («Ra, мкм, – крок мікронерівностей, мм») засвідчив, що виявлена западина  $Y(Ra) = 0,3637$  мкм з'явилася на оброблюваній поверхні з кроком  $X = 0,045$  мм (рис. 4.26), що досить близько до значення подачі  $s = 0,05$  мм/об, на якій виконувалося точіння. Це доводить припущення про те, що за частоти обертання  $n = 8\,530$  об/хв домінуючим фактором формування мікронерівностей є геометрична складова, тобто подача.

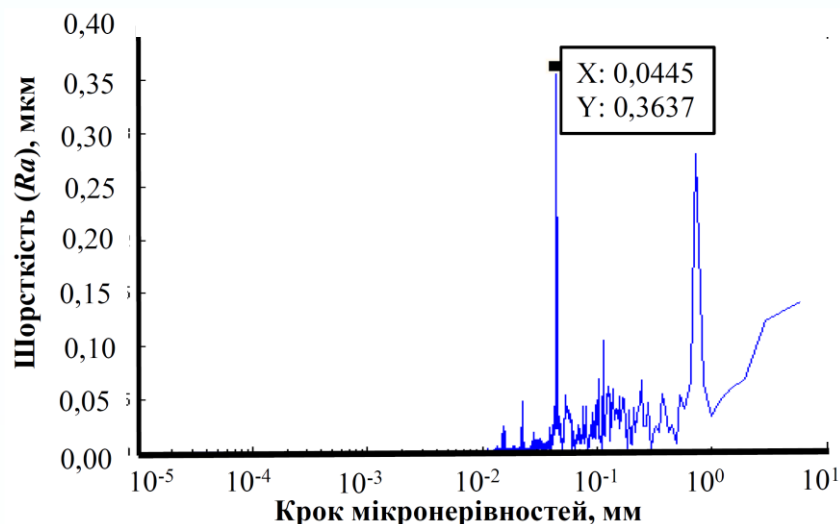


Рисунок 4.26 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 8\,530$  об/хв,  $s = 0,05$  об/хв

Зі спектрального аналізу поверхні, обробленої за  $n = 10\,100$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об, пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині

$Y(Ra) = 0,9378$  мкм, спостерігається за резонансної частоти коливання інструменту в  $X = 77,71$  Гц (рис. 4.27), що підтверджуються результатами моделювання методом скінченних елементів (див. розд. 3.5).

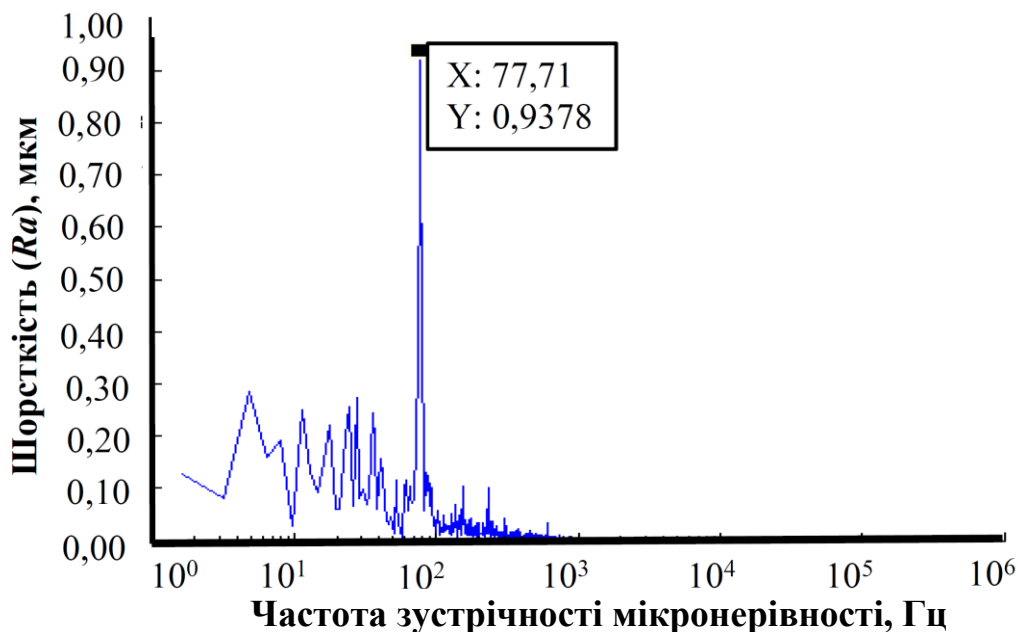


Рисунок 4.27 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 10\ 100$  об/хв,  $s = 0,05$  об/хв

Спектральний аналіз обробленої поверхні в координатах («Ra, мкм, – крок мікронерівностей, мм» засвідчив, що виявлена западина  $Y(Ra) = 0,9378$  мкм з'явилася на оброблюваній поверхні з кроком  $X = 0,0954$  мм (рис. 4.28), що не відповідає значенню подачі  $s = 0,05$  мм/об, на якій виконувалося точіння.

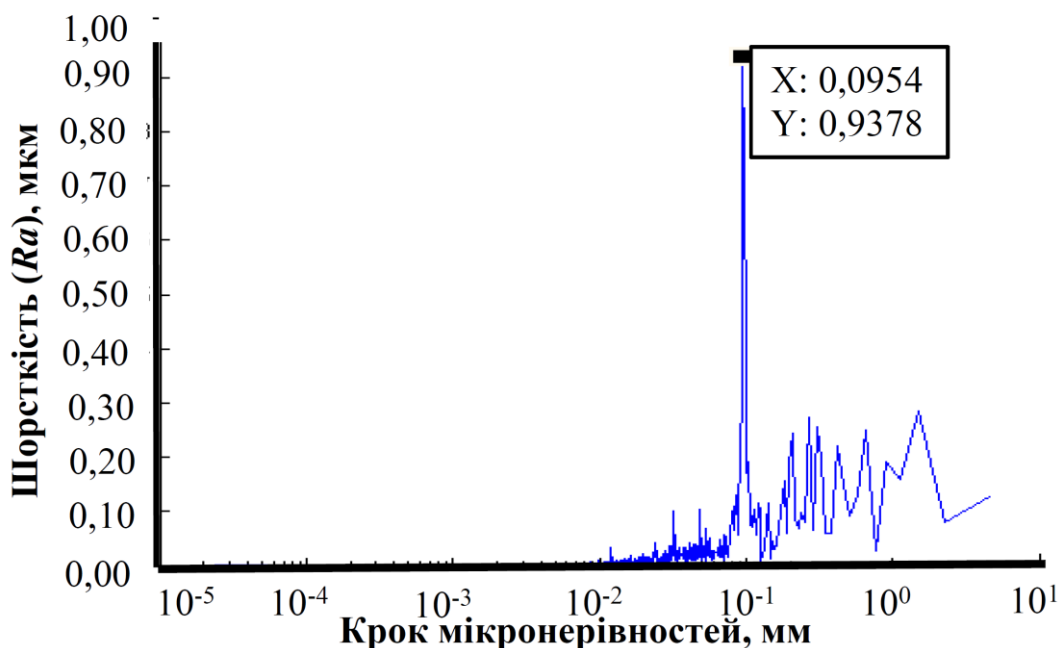


Рисунок 4.28 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої за  $n = 10\ 100$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об

Це свідчить про те, що за частот обертання  $n > 10\,000$  об/хв домінуючим фактором формування мікронерівностей на обробленій поверхні є не геометрична складова, а вібраційна, яка в цьому разі майже вдвічі перевищує геометричну складову.

Варіюванням частот обертання шпинделя та частот коливань відповідних елементів обробної системи можна домогтися різних показників макро- і мікрогеометрії обробленої поверхні (рис. 4.29) підналагодженням від «биття» (див. розд. 3.7), тобто забезпечення потрібної для заданих умов величини амплітуди коливань.

Водночас необхідно мати на увазі, що збіг зазначених частот небажаний, оскільки в ТОС можуть виникати резонансні явища і, як наслідок, різке збільшення амплітуди коливань робочих органів системи та погіршення шорсткості обробленої поверхні. Збільшення різниці між значеннями зазначених частот зменшує значення амплітуд коливань, а відповідно й розмірів висот мікронерівностей, тобто розмірів і форми мікро- і макропрофілів обробленої поверхні (рис. 4.29).

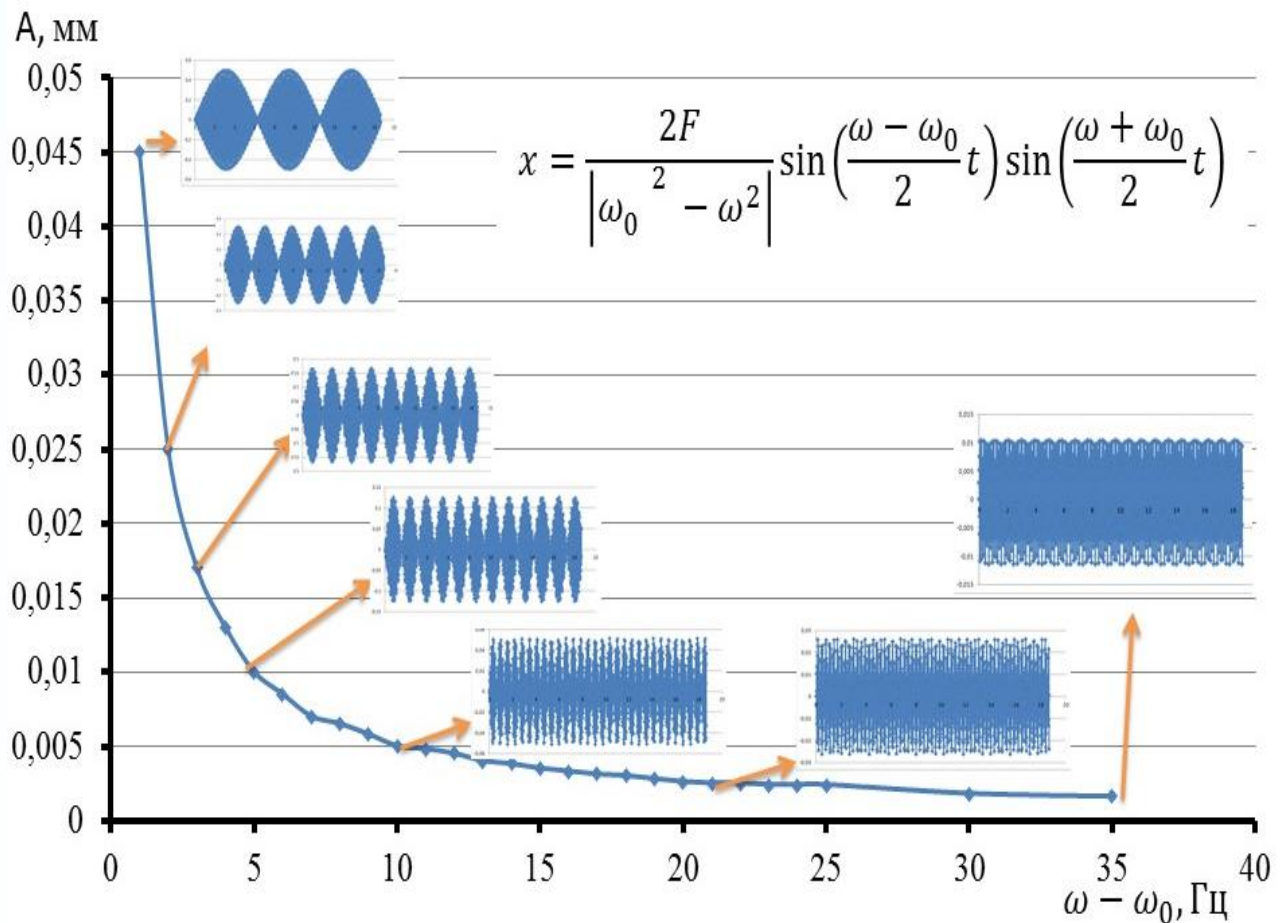


Рисунок 4.29 – Дослідження ефекту «биття»

## Висновки до розділу 4

1 Модуляція частоти обертання шпинделя з відносно малими частотами обертання (до 5 000 об/хв) призводить до відновлення сталості ТОС за рахунок деякого збільшення частоти коливання шпинделя, що забезпечує можливість підвищення продуктивності процесу точіння та покращання якості (шорсткості) обробленої поверхні.

2 За збільшення частоти обертання шпинделя вище ніж 5 000 об/хв вплив процесу модуляції під час точіння на його вихідні показники змінюється. У процесі дослідження амплітудно-частотних характеристик верстата 1700ВФ30 виявлені частоти обертання шпинделя, за яких може з'являтися явище резонансу тих чи інших елементів обробної системи, наприклад: станини (за 5 700, 7 250, 7 800, 8 530, 9 035, 9 360 об/хв), шпинделя (за 7 800 об/хв) та інструменту (за 8 170 об/хв). Ці, експериментально одержані результати, якісно й кількісно підтверджують їх відносно гарну узгодженість із результатами чисельного моделювання методом скінченних елементів.

3 Доведено, що взаємозв'язок між амплітудами взаємних коливань оброблюваної заготовки (шпинделя), супорта та інструменту з висотою мікронерівностей характеризується вібраційною складовою параметра шорсткості обробленої поверхні, що дозволяє прогнозувати значення параметрів шорсткості обробленої поверхні за значеннями амплітуд коливань.

4 У результаті дослідження впливу положення різального інструменту на амплітуду його коливань було встановлено, що забезпечення низької шорсткості обробленої поверхні може бути досягнуто суміщенням вузла коливання різця із зоною різання, що досягається за рахунок програмно контрольованого положення введеної додаткової маси, яка дозволяє виконувати механічне оброблення в зоні низьких амплітуд коливань ТОС за збільшених частот обертання шпинделя.

5 Установлено, що динамічний стан ТОС впливає на шорсткість обробленої поверхні. Спектральний аналіз шорсткості обробленої поверхні засвідчує, що домінуючою складовою під час оброблення з частотами обертання шпинделя, нижчими від деякої критичної частоти (до 5 000 об/хв), є геометрична складова, а за вищими від неї – вібраційна. Таким чином, для збільшення частот обертання шпинделя вище від критичної частоти з метою підвищення ефективності оброблення необхідно зменшити вібраційну складову збільшенням різниці між значеннями частоти обертання шпинделя, з якою відбувається оброблення, і власних частот відповідних елементів ТОС.

## РОЗДІЛ 5

### РОЗРОБЛЕННЯ ПРАКТИЧНИХ РЕКОМЕНДАЦІЙ ІЗ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ПОВЕРХНЯМИ ДІАМЕТРОМ 5–20 мм НА ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ ЗА ДОПОМОГОЮ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ

Цей розділ присвячено розробленню практичних рекомендацій щодо забезпечення якості обробленої поверхні за рахунок керування динамічним станом процесу високошвидкісного точіння на основі визначення частот власних коливань вузлів токарного верстата.

Практичне значення одержаних результатів для машинобудівної галузі полягає в розробленні 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 (Пат. 107301 У Україна, МПК В23Q 15/12), для зриву регенерації автоколивань за високошвидкісного токарного оброблення поверхонь деталей малого діаметра, яка була впроваджена у виробництво на ТОВ «КБ УКРСПЕЦМАШ» під час виготовлення аксіально-рухомої втулки, що є складовою торцевих ущільнень відцентрових нафтових насосів марок НК, НКВ, НПС на модернізованому токарному верстаті з динамічним керуванням коливаннями супорта (рис. 5.1), що дозволило не лише забезпечити шорсткість обробленої поверхні не більше ніж  $Ra = 0,4$  мкм, а й зменшити час виготовлення деталі на 12 % за рахунок

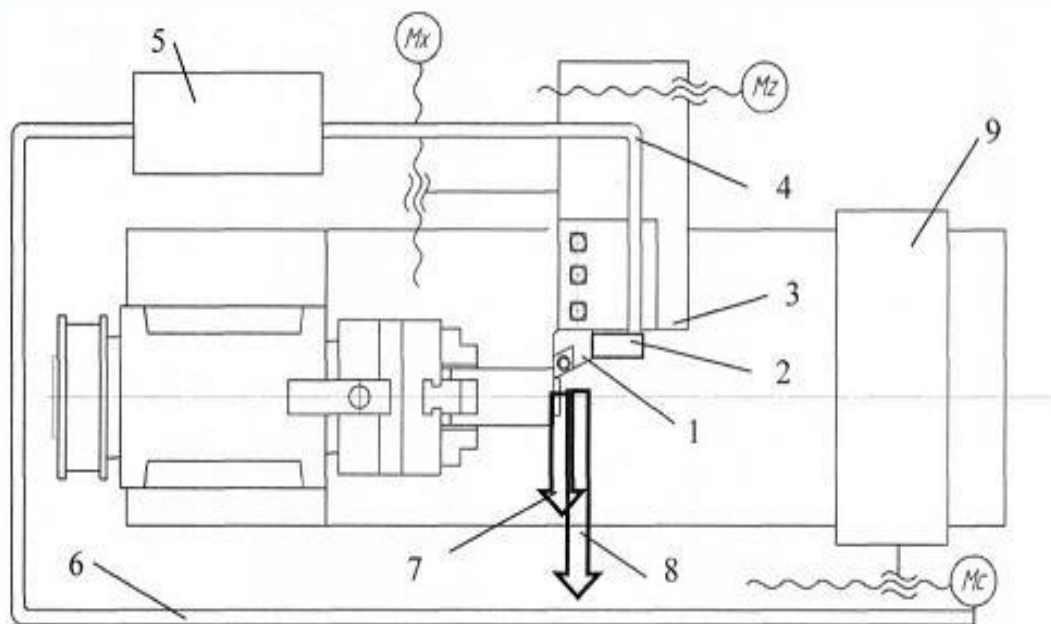


Рисунок 5.1 – Схема технологічної системи оброблення з динамічним керуванням коливаннями супорта токарного верстата

виключення операції полірування поверхні, передбаченої діючим технологічним процесом.

Основним завданням корисної моделі (Пат. 107301 У Україна, МПК В23Q 15/12) є забезпечення динамічного керування коливаннями супорта верстата за допомогою виконання додаткових дій, які дозволяють забезпечувати найменші амплітуди коливань супорта за рахунок збільшення інерційних характеристик верстата та зменшення логарифмічного декременту коливань різця, що забезпечує підвищення точності оброблення та зменшення шорсткості обробленої поверхні деталі на підвищених частотах обертання шпинделя.

За мінімальних коливань різця 1 (рис. 5.1) за поздовжньою координатою  $X$  визначається мінімальна шорсткість обробленої поверхні, а наявність рухомої маси 9, яка розміщується на станині і може переміщатися в поздовжньому напрямі в зони, що забезпечують мінімальну амплітуду коливань різця та деталі, і відповідно отримання якісної обробленої поверхні по всій довжині оброблюваної поверхні. Таким чином, поставлене технічне завдання вирішується так, що в способі динамічного керування коливаннями супорта верстата, за якого реєструють коливання різця та визначають амплітуду коливань у процесі різання по довжині оброблення деталі за допомогою датчика контролю поздовжніх та радіальних коливань різця 2, після цього виконується зміна коливань супорта за допомогою переміщення додаткової маси в необхідне місце. Відповідно до заявленого способу датчик контролю коливань різця 2 з'єднується з блоком керування 5, за допомогою якого виконуються такі дії:

- реєструються коливання різця в процесі його переміщення за координатою  $X$ ;

- визначаються мінімальні амплітуди коливань різця та деталі у напрямках відповідно 7 та 8;

- у моменти, коли амплітуди коливань мають найменші значення, подається сигнал на привод додаткової маси  $M_c$ ;

- виконуються переміщення додаткової маси 9 вздовж станини в зони, що забезпечують мінімальні амплітуди коливань деталі та різця.

Таким чином, відповідно до патенту 107301 розміщення датчика коливань 2 на різці 1 забезпечувало визначення значень найменших амплітуд коливань безпосередньо в зоні оброблення деталі. Блок керування 5 забезпечує також підвищення потужності сигналу коливального процесу в процесі переміщення різця за координатою  $X$ , в результаті цього підвищується точність формування необхідних параметрів шорсткості поверхні (висот мікронерівностей та їх кроків) за переміщення різця за поздовжньою координатою. Підсилений сигнал від блока керування подається на привод додаткової маси  $M_c$ , що сприяє збільшенню інерційних характеристик верстата за рахунок зменшення



логарифмічного декременту коливань різця та деталі та підвищенню якості (зменшенню параметрів шорсткості) обробленої поверхні.

## **5.1 Методологічні принципи розроблення технологічної інструкції (практичних рекомендацій) за динамічною зміною частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті**

### ***Сфера застосування***

Технологічна інструкція (ТІ) повинна регламентувати правила та прийоми роботи на металообробному обладнанні з динамічним керуванням частотою обертання шпинделя під час виготовлення виробів загального машинобудування на підприємствах з одиничним та дрібносерійним типами виробництва. Вона може бути додатком до технологічного процесу виготовлення деталей з оброблюваними циліндричними поверхнями, що мають малі діаметри (до 20 мм) з високими вимогами до їх якості (точності та шорсткості).

*Примітка, роз'яснення:*

*Установлені цією технологічною інструкцією межі її застосування обумовлені доцільністю застосування динамічного керування частотою обертання шпинделя токарного верстата саме на підприємствах загального машинобудування з метою підвищення ефективності конкретного технологічного процесу (ТП) та забезпечення заданих кресленнями якостей оброблених поверхонь*

### ***Нормативні посилання***

Цю технологічну інструкцію необхідно розробляти з використанням посилань на діючі на момент її створення стандарти та інші нормативні документи. Наприклад, у цьому разі можна користуватися такими діючими стандартами в Україні:

– ДСТУ ГОСТ 2.610:2006 ЄСКД. Правила виконання експлуатаційних документів;

– ДСТУ ГОСТ 3.1001:2014 ЄСТД. Загальні положення.

*Примітка, роз'яснення:*

*Розроблення технологічної інструкції виконується відповідно до вимог оформлення нормативної документації з метою формалізації та гармонізації розроблених положень до встановлених правил документообігу технологічної документації та інженерної практики*

### **Загальні положення технологічної інструкції**

#### ***Мета технологічної інструкції:***

– встановити вимоги до підготовки робочого місця та металообробного обладнання під час виконання технологічних процесів механічного оброблення деталей із поверхнями, які мають відносно малі діаметри;

– зменшити вплив «людського фактора» на якість та сталість технологічного процесу механічного оброблення деталей з оброблюваними поверхнями, що мають малі діаметри.

*Примітка, роз'яснення:*

*Цей підпункт введений із метою окреслення, формалізації та узгодження положень технічного завдання від замовника та їх синхронізації для полегшення комунікації між замовником та виконавцем на базі єдиного понятійного апарату*

#### **Основні завдання розроблюваної технологічної інструкції:**

– розроблення чіткого алгоритму дій робітника під час виконання технологічних операцій із використанням пристрою для динамічного керування зміною частоти обертання шпинделя;

– розроблення прийомів стабільної, безвідмовної роботи та обслуговування механічного та електричного обладнання під час динамічного керування зміною частоти обертання шпинделя;

– розроблення заходів із безпечної роботи робітників на металообробному обладнанні в разі використання устаткування для динамічного керування частотою обертання шпинделя.

*Примітка, роз'яснення:*

*Цей підпункт введений для конкретизації положень технічного завдання за конкретними напрямками з метою створення технологічного документа, що повною мірою вирішує завдання підприємства-замовника*

## **5.2 Технологічна інструкція (практичні рекомендації) щодо управління динамічною зміною частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті**

### **5.2.1 Алгоритм дій робітника перед початком оброблення деталі (перед початком виконання робочого завдання)**

1 Переконатися, що робоче місце готове до виконання технологічної операції відповідно до наряду, тобто прибране після попередньої робочої зміни без видимих візуальних ознак ушкодження верстата на його зовнішніх конструктивних елементах (напрямних станини, різцетримача, патрона та його кулачків тощо). У разі наявності пошкоджень або вмотивованих підозр у їх наявності повідомити майстра зміни або інженера-технолога для отримання інструкції на подальші дії.

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

3 Установити 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 (привода головного руху та привода подач) без закріплення заготовки, переміщенням важеля ввімкнення головного руху в крайнє праве та важеля ввімкнення подач у крайнє ліве положення впродовж 10–20 секунд.

4 Увімкнути модулятор частоти обертання шпинделя переміщенням тумблера увімкнення / вимкнення в крайнє верхнє положення і дочекатися числової індикації на дисплеї приладу (рис. 5.3). Вибрати значення частоти модуляції, натиснувши синю кнопку 1 (рис. 5.4 а) на панелі керування та, дочекавшись індикації функції STEP, натисканням на панелі керування відповідної кнопки (рис. 5.4 б) встановити необхідне значення частоти модуляції, орієнтуючись по дисплею приладу: для збільшення числового значення частоти модуляції (в плюс) – жовтої кнопки 1 або зменшення числового значення частоти модуляції (в мінус) – чорної кнопки 2.



Рисунок 5.3 – Ввімкнення модулятора частоти обертання шпинделя



Рисунок 5.4 – Задання частоти модуляції частоти обертання шпинделя

5 Перемістити ручку керування глибиною модуляції (об/хв) в проміжне положення на відмітку з цифрою 5 так, щоб прорізь ручки вказувала на необхідне числове значення (рис. 5.5).

6 Увімкнути оберти шпинделя. Оцінити візуально наявність зміни частоти обертання шпинделя впродовж 10–20 с, 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), а також уникнення ситуацій раптового виходу з ладу обладнання або травмування робітника*



Рисунок 5.5 – Керування глибиною модуляції

### **5.2.2 Алгоритм дій робітника під час виконання механічного оброблення з динамічним керуванням частотою обертання шпинделя**

1 Залежно від діаметра оброблюваної поверхні деталі встановити необхідні глибини та частоти модуляції відповідно до таблиці 5.1. Водночас обов'язково стежити, щоб частоти та глибини модуляції лежали в діапазонах, зазначених у нижчеподаній таблиці.

*Таблиця 5.1 – Вибір глибини та частоти модуляції залежно від діаметра оброблюваної поверхні*

Діаметр оброблюваної поверхні, 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

2 Закріпити заготовку в патроні та 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 обробленій поверхні на режимах різання згідно з технологічним процесом оброблення кожної конкретної деталі.

4 Виконати технологічні прийоми та переходи відповідно до технологічного процесу (ТП) механічного оброблення даної деталі.

5 Відвести різальний інструмент на безпечну відстань, вимкнути оберти шпинделя, провести вимірювання параметрів якості згідно з ТП та (за необхідності) розкріпити і зняти деталь.

*Примітка, роз'яснення:*

*Наведений алгоритм є експериментально обґрунтованою та практично перевіреною послідовністю дій, яку обов'язково повинен виконати робітник для одержання стабільного, прогнозованого результату механічного оброблення деталей у вигляді забезпечення заданої якості обробленої поверхні за показниками, наприклад, шорсткості – Ra 0,4 мкм та розмірної точності за 7-м квалітетом*

### **5.2.3 Прийоми стабільної, безвідмовної роботи та обслуговування механічного та електричного обладнання**

Стабільна та безвідмовна робота обладнання для динамічного керування частотами обертання шпинделя забезпечується виконанням алгоритму дій робітника на початку робочої зміни і виконанням алгоритму дій робітника під час виконання механічного оброблення та своєчасного обслуговування.

***Обслуговування механічної частини та електричного обладнання верстата.***

Обслуговування верстата здійснюється відповідно до паспорта токарно-гвинторізного верстата та регламентом його технічного обслуговування.

***Обслуговування електричного обладнання для динамічного керування частотою обертання шпинделя.***

Планове обслуговування електротехнічного обладнання системи динамічного керування частотою обертання шпинделя виконувати один раз на рік у такій послідовності.

1 Перевірити цілісність дротів та рознімів. Перевірити з'єднання дротів із клемми двигуна та силового перетворювача.

2 Перевірити плавність повороту ручок, чіткість спрацьовування кнопок та вимикачів, роботу всіх елементів дисплея.

3 У разі виявлення порушення працездатності системи динамічного керування повідомити майстра або інженера-технолога та очікувати розпорядження про подальші дії.

4 Забороняється самостійно усувати несправності в електричному обладнанні.

5 Вимкнути тумблер живлення модулятора.

***Заходи щодо безпечної роботи робітників на металообробному обладнанні із системою динамічного керування частотою обертання шпинделя.***

Для безпечної роботи робітника на металообробному обладнанні із системою динамічного керування частотою обертання шпинделя необхідно суворо додержуватися інструкції з охорони праці під час роботи на металорізальному обладнанні, що діє на підприємстві.

### **Висновки до розділу 5**

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

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

3 Розроблено технологічну інструкцію з експлуатації та обслуговування системи динамічного керування частотою обертання шпинделя, що дозволило забезпечити стабільність виконання технологічного процесу безвібраційного (сталого) оброблення поверхонь деталей, що мають малі діаметри (5–20 мм).

## ВИСНОВКИ

У монографії вирішене науково-практичне завдання підвищення ефективності оброблення деталей на токарних верстатах за допомогою керування динамікою процесу за підвищених частот обертання шпинделя для забезпечення рекомендованої виробником інструментального матеріалу швидкості різання та вимог креслення за точністю й шорсткістю поверхонь оброблюваної деталі.

1 Висунуто аргументоване припущення, що підвищення ефективності оброблення деталей на токарних верстатах можливе за допомогою керування динамікою процесу за рахунок підвищення продуктивності збільшенням частот обертання шпинделя при забезпеченні шорсткостей оброблених поверхонь вимогам креслень деталей з оброблюваними поверхнями з діаметрами 5–20 мм із використанням рекомендованих виробниками інструментів швидкостей різання.

2 Розроблені в роботі методика та експериментальний стенд на базі токарного верстата моделі 1700ВФ30 дозволяють: а) забезпечувати частоту обертання шпинделя до 10 000 об/хв; б) в реальному часі вимірювати миттєве значення віброзміщень і віброприскорень шпинделя та вершини леза інструменту; в) виконувати спектральний аналіз профілограми обробленої поверхні; г) встановлювати взаємозв'язок між профілем обробленої поверхні та коливаннями шпинделя й інструменту.

3 В роботі розроблена макрометрична скінченно-елементна модель токарного верстата, яка дозволяє за допомогою модального та гармонічного аналізів його виконавчих органів визначати й прогнозувати значення власних резонансних частот та форм коливань елементів обробної технологічної системи, а також визначати їх вплив на шорсткість обробленої поверхні.

4 Експериментально встановлено, що основними джерелами коливань інструменту є автоколивання та коливання від збуджувальної сили в системі «шпиндель – пристрій – заготовка», які обмежують максимальну частоту обертання шпинделя із заготовкою збільшенням шорсткості обробленої поверхні більше від допустимих значень. Доведено, що забезпечення мінімальних (заданих) шорсткостей оброблених поверхонь досягається за рахунок зменшення відгуку системи на вимушену силу в зоні різання:

- відналагодженням від биття, що передбачає призначення режиму різання відносно власних резонансних частот;

- модуляцією частоти обертання шпинделя з частотою від 1 Гц до 5 Гц, що дозволило керувати зривом регенерації автоколивань за рахунок відбудови від різання «по сліду»;

– суміщенням вузлів власних форм коливань та відповідних зон різання, за рахунок динамічного керування коливанням супорта токарного верстата збільшенням інерційних характеристик верстата та зменшенням амплітуд коливань різця, що дозволяє підвищувати точність оброблення та зменшувати шорсткість обробленої поверхні деталі на підвищених частотах обертання шпинделя.

5 Доведено, що підвищення ефективності (продуктивності) токарного оброблення деталей із поверхнями, що мають малі діаметри, можна забезпечити підвищенням частоти обертання заготовки із збереженням параметрів шорсткості оброблення в межах вимог креслень за рахунок:

– суміщення вузла власних форм коливань із зоною оброблення (Пат. 107301 U Україна, МПК *B23Q 15/12*);

– зменшення дисбалансу пруткової заготовки із використанням пристрою завантаження (Пат. 103688U Україна МПК (2015.01) *B23B 13/00*);

– динамічної зміни частоти обертання заготовки для зриву регенерації автоколивань;

– зміни частоти обертання деталі для відналагодження від «биття».

6 Розроблені методологічні принципи розроблення технологічної інструкції з динамічної зміни частоти обертання заготовки на токарно-гвинторізному верстаті.

7 Розроблені практичні рекомендації з підвищення ефективності оброблення деталей із поверхнями діаметром 5–20 мм на токарних верстатах керуванням динамікою процесу.



## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Ситніченко В. Стратегія розвитку машинобудування на основі системи збалансованих показників / В. Ситніченко // Стандартизація, сертифікація, якість. – Київ, 2009. – № 1. – С. 39–44.
2. Аскинази Б. М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой / Б. М. Аскинази. – Москва: Машиностроение, 1989. – 197 с.
3. Внуков Ю. М. Зношування і стійкість різальних лезових інструментів : навчальний посібник / Ю. М. Внуков, В. О. Залого. – Суми : Сумський державний університет, 2010. – 243 с.
4. Безъязычный В. Ф. Влияние качества поверхностного слоя после механической обработки на эксплуатационные свойства деталей машин / В. Ф. Безъязычный // Инженерный журнал. – 2001. – № 4. – С. 9–17.
5. Бурлаченко О. В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств сопряжений оборудования на основе системы комплексных воздействий : дис. ... д-р техн. наук : 05.02.08 / О. В. Бурлаченко. – Саратов, 2004. – 354 с.
6. Основи теорії різання матеріалів : підручник [для вищ. навч. закладів] / М. П. Мазур та ін. ; за заг. ред. М. П. Мазура. – 2-ге вид., переробл. і допов. – Львів : Новий Світ – 2000, 2011. 422 с.
7. Токарные инструменты / под ред. Е. Abele. – Stafford : Sandvik Coromant, 2015. – 1253 с.
8. CNC Turning Centers / Haas Automation Inc. – Oxnard : Haas Automation, Inc., 2013. – 56 p.
9. Machine Tools Catalogue / Okuma Europe GmbH. – Krefeld : Okuma Europe GmbH, 2013. – 192 p.
10. 24 Exclusive DMG MORI Technology Cycles / DMG MORI COMPANY LIMITED. – Vynterture : DGM MORI Company, 2016. – 62 p.
11. TaeguTurn. Токарный инструмент / TaeguTec. – Daegu : TaeguTec Ltd., 2013. – 198 p.
12. Кудинов В. А. Динамика станков / В. А. Кудинов. – Москва : Машиностроение, 1967. – 367 с.
13. Tlusty J. Basic non-linearity in machining chatter / J. Tlusty, F. Ismail // CIRP Annals – Manufacturing Technology. – Elsevier, 1981. – Vol. 30, Issue 1. – P. 299–304.
14. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Ленинград : Машиностроение, 1986. – 184 с.
15. Эльясберг М. Е. Автоколебания металлорежущих станков / М. Е. Эльясберг // Теория и практика. – Санкт-Петербург : ОКБС, 1993. – 180 с.
16. Кедров С. С. Колебания металлорежущих станков / С. С. Кедров. – Москва : Машиностроение, 1978. – 198 с.

17. Ташлицкий Н. И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н. И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – № 2. – С. 10–20.
18. Doi S. Chatter vibration of lathe tools / S. Doi, S. Kato // Trans. ASME. – 1956. – № 78. – P. 1127–1134.
19. Brecher C. Simulation of the Process Stability of HPC Milling Operations under Consideration of the nonlinear Behaviour of the Machine Tool and the Cutting Process / C. Brecher, S. Witt, M. Esser // Annals of CIRP. – 2007. – P. 211–219.
20. Кучугуров М. В. Способ и устройство для исследования регенеративных автоколебаний при точении / М. В. Кучугуров, Ю. Н. Внуков, С. И. Дядя // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков, 2013. – № 83. – С. 42–54.
21. Анпилогов Д. И. Моделирование и экспериментальный способ диагностики колебаний при фрезеровании тонкостенных деталей / Д. И. Анпилогов, Ю. Н. Внуков, А. И. Гермашев // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. – Житомир : ЖДТУ, 2015. – № 15. – С. 3–13.
22. Оценка эффективности и качества обработки тонкостенных деталей при концевом фрезеровании / Ю. Н. Внуков, А. И. Гермашев, П. А. Коморкин, Е. Б. Козлова // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. – Одеса : ОНПУ, 2014. – Вип. 2, № 7. – С. 97–108.
23. Demonstration of a Microfabricated High-Speed Turbine Supported on Gas Bearings / L. G. Frechette, S. A. Jacobson, K. S. Breuer, F. F. Ehrich // IEEE Solid-State Sensor and Actuator Workshop. – Hilton Head Island, 2000. – Issue 1. – P. 43–47.
24. Forced Molecular Rotation in an Optical Centrifuge / D. M. Villeneuve, S. A. Aseyev, P. Dietrich, M. Spanner // Physical Review Letters. – 2000. – Issue 85, № 3. – P. 542–552.
25. Samoson A. Extended Magic-Angle Spinning / A. Samoson // Encyclopedia of Nuclear Magnetic Resonance. – Chichester : John Wiley & Sons, Ltd, 2002. – Vol. 9. – P. 59–64.
26. Astakhov V. P. Machining: Fundamentals and Recent Advances : 2 vol. / V. P. Astakhov, J. P. Davim ; ed. by J. P. Davim. – London : Springer, 2008. – Vol. 2. – 362 p.
27. Investigation of the effect of rake angle on main cutting force / M. Gunay, E. Aslan, I. Korkut, U. Seker // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – Elsevier, 2004. – № 44. – P. 953–959.
28. Experimental Investigation of the effect of cutting rake angle on main cutting force / M. Gunay, I. Korkut, E. Aslan, U. Seker // Journal of Materials Processing Technology. – Elsevier, 2005. – Vol. 166, Issue 1. – P. 44–49.
29. Gunay M. Investigation of the interaction between the surface quality and rake angle in machining of AISI 1040 steel / M. Gunay // Journal of Engineering and Natural Sciences. – 2008. – Vol. 26, Issue 2. – P. 105–111.
30. Study of tool wear and surface roughness in machining of homogenized SiC-p reinforced aluminium metal matrix composite / E. Kılıçkar, O. Cakir, M. Aksoy, A. Inan //

Journal of Materials Processing Technology Materials Processing Technology. – 2005. – Vol. 164. – P. 862–867.

31. Thamizhmanii S. Analyses of roughness, forces and wear in turning gray cast iron / S. Thamizhmanii, S. Hassan // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. – 2006. – Vol. 17, Issue 2. – P. 401–404.

32. Khan A. A. Capabilities of Cermets Tools For High Speed Machining of Austenitic Stainless Steel / A. A. Khan, S. S. Hajjaj // Journal of Applied Sciences. – 2006. – Vol. 6, № 4. – P. 779–784.

33. Tool Wear and Surface Roughness in Turning AISI 8620 using Coated Ceramic Tool / S. Thamizhmanii, K. Kamarudin, E. A. Rahim, A. Saparudin // Proceedings of The World Congress on Engineering. – London, 2007. – Vol. 2. – P. 100–112.

34. Ghani A. K. Study of Tool Life, Surface Roughness and Vibration in Machining Nodular Cast Iron with Ceramic Tool / A. K. Ghani, C. Husni // Journal of Materials Processing Technology. – 2002. – № 127. – P. 17–22.

35. Puneet S. Experimental Investigation of Machining Parameters For Surface Roughness In High Speed CNC Turning of EN-24 Alloy Steel Using Response Surface Methodology / S. Puneet, P. Shanti, C. Devender // Int. Journal of Engineering Research and Applications. – 2014. – Vol. 4, Issue 5. – P. 153–160.

36. Pankaj S. Effect of Multi-Response Optimization By Experimental Investigation Of Machining Parameters In CNC Turning By Taguchi Based Grey Relational Analysis / S. Pankaj, B. Kamaljeet // International Journal of Engineering Research and Applications. – 2012. – Vol. 2. – P. 1594–1602.

37. Arumugam A. Optimization of Turning Process Parameters for Hardness in Forged Steel / A. Arumugam, R. Ragothsingh // International Journal of Engineering Research & Technology. – 2013. – Vol. 2, Issue 12. – P. 2401–2405.

38. Tanikic D. Modelling and Optimization of the Surface Roughness in the Dry Turning of the Cold Rolled Alloyed Steel Using Regression Analysis / D. Tanikic, V. Marinkovic // J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng. – 2012. – Vol. 34, № 1. – P. 41–48.

39. Feng C. An Experimental Study of the Impact of Turning Parameters on Surface Roughness / C. Feng // Proceedings of the 2001 Industrial Engineering Research Conference. – 2001. – P. 1–10.

40. Prediction of surface roughness profiles for milled surfaces using an artificial neural network and fractal geometry approach / I. A. El-Sonbaty, U. A. Khashaba, A. I. Selmy, A. I. Ali // Journal of Materials Processing Technology. – 2008. – Vol. 200, Issue 1. – P. 271–278.

41. Venkata R. K. Prediction of cutting tool wear, surface roughness and vibration of work piece in boring of AISI 316 steel with artificial neural network / R. K. Venkata, B. S. Murthy, R. N. Mohan // Measurement. – 2014. – Vol. 51. – P. 63–70.

42. Venkata R. K. Cutting tool condition monitoring by analyzing surface roughness, work piece vibration and volume of metal removed for AISI 1040 steel in boring /

R. K. Venkata, B. S. Murthy, R. N. Mohan // *Measurement*. – 2013. – Vol. 46, Issue 10. – P. 4075–4084.

43. Correlation study of tool flank wear with machined surface texture in end milling / S. Dutta, A. Kanwat, S. K. Pal, R. Sen // *Measurement*. – 2013. – Vol. 46, Issue 10. – P. 4249–4260.

44. Abuthakeer S. S. The Effect of Spindle Vibration on Surface Roughness of Workpiece in Dry Turning Using ANN / S. S. Abuthakeer, P. V. Mohanram, G. Mohankumar // *International Journal of Lean Thinking*. – 2011. – Vol. 2, Issue 2. – P. 1–16.

45. Tlustý J. The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining // *Proceedings of the ASME International Research in Production Engineering*. – Pittsburgh, 1963. – P. 465–474.

46. Tobias S. A. The chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions / S. A. Tobias, W. Fishwick // *Trans. ASME*. – 1958. – No 80. – P. 1079–1088.

47. Rao C. B. Comprehensive Dynamic Cutting Force Model for Chatter Prediction in Turning / C. B. Rao, Y. C. A. Shin // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – 1999. – Vol. 39. – P. 1631–1654.

48. Clancy B. E. A Comprehensive Chatter Prediction Model for Face Turning Operation Including Tool Wear Effect / B. E. Clancy, Y. C. Shin // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2002. – Vol. 42. – P. 1035–1044.

49. Atabey F. Mechanics of Boring Processes – Part I / F. Atabey, I. Lazoglu, Y. Altintas // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2003. – Vol. 43. – P. 463–476.

50. Lazoglu I. Dynamic of Boring Processes: Part III – Time Domain / I. Lazoglu, F. Atabey, Y. Altintas // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2002. – Vol. 42. – P. 1567–1576.

51. Ozdoganlar O. B. An Analytical Representation of Chip Area for Corner-Radiused Tools Under Depth of – Cut and Feed Variations / O. B. Ozdoganlar, W. J. Endres // *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – 2000. – Vol. 122. – P. 660–665.

52. Ozlu E. Analytical Prediction of Stability Limit in Turning Operations / E. Ozlu, E. Budak // *International Journal of Advanced Manufacturing International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2006. – Vol. 68. – P. 1–8.

53. Toolpath dependent stability lobes for the milling of thin-walled parts / S. Seguy, F. Campa, D. L. López et al. // *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. – 2008. – Vol. 4, No 4. – P. 377–392.

54. Seguy S. Surface roughness variation of thin wall milling, related to modal interactions / S. Seguy, G. Dessein, L. Arnaud // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2008. – Vol. 48. – P. 261–274.

55. Tlustý J. Techniques for the use of long slender end mills in high-speed milling / J. Tlustý, S. Smith, W. R. Winfough // *Annals of CIRP*. – 1996. – Vol. 4. – P. 393–396.

56. Duncan G. S. An investigation of the dynamic absorber effect in high-speed machining / G. S. Duncan, M. F. Tummond, T. L. Schmitz // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2005. – Vol. 45. – P. 497–507.
57. Active suppression of chatter by programmed variation of spindle speed / T. Takemura, T. Kitamura, T. Hoshi, K. Okushima // *Annals of CIRP*. – 1974. – Vol. 23. – P. 121–122.
58. Sexton J. S. A stability analysis of single point machining with varying spindle speed / J. S. Sexton, R. D. Milne, B. J. Stone // *Applied Mathematical Modelling*. – Elsevier, 1977. – Vol. 1. – P. 310–318.
59. Sexton J. S. The stability of machining with continuously varying spindle speed / J. S. Sexton, B. J. Stone // *Annals of CIRP*. – Elsevier, 1978. – Vol. 27. – P. 321–326.
60. Zhang H. Stability analysis on spindle speed variation method for machining chatter suppression / H. Zhang, M. J. Jackson, J. Ni // *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. – 2009. – Vol. 5. – P. 107–128.
61. Al-Regib E. Programming spindle speed variation for machine tool chatter suppression / E. Al-Regib, J. Ni, S. H. Lee // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2003. – Vol. 43. – P. 1229–1240.
62. Yang F. Chatter suppression with multiple time-varying parameters in turning / F. Yang, B. Zhang, J. Yu // *Journal of Materials Processing Technology Materials Processing Technology*. – 2003. – Vol. 141. – P. 431–438.
63. Stability of milling processes with continuous spindle speed variation: analysis in the frequency and time domains, and experimental correlation / M. Zatarain, I. Bediaga, J. Muñoa, R. Lizarralde // *Annals of CIRP*. – 2008. – Vol. 57. – P. 379–384.
64. Sastry S. Floquet theory based approach for stability analysis of the variable speed face-milling process / S. Sastry, S. G. Kapoor, R. E. DeVor // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. – ASME, 2002. – Vol. 124. – P. 10–17.
65. Seguy S. On the stability of high-speed milling with spindle speed variation / S. Seguy, T. Insperger, L. Arnaud // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – Springer, 2010. – Vol. 48. – P. 883–895.
66. Косилова А. Г. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / А. Г. Косилова, Р. К. Мещеряков ; под ред. А. Г. Косиловой. – 4 изд., доп. – Москва : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
67. ГОСТ 2789-73. Шероховатость поверхности. Параметры и характеристики. – Введ. 01.01.1975. – Москва : Стандартинформ, 2006. – 25 с.
68. ГОСТ 2309-73. Единая система конструкторской документации. Обозначение шероховатости поверхности. – Введ. 01.01.1975. – Москва : Стандартинформ, 2007. – 15 с.
69. Chigbogu G. O. Stabilizing wave attenuation effects in turning process / G. O. Chigbogu // *Production & Manufacturing Research*. – Taylor & Francis Group, 2014. – Vol. 2, № 1. – P. 2–10.

70. Chigbogu G. O. Time Domain Chatter Stability Comparison of Turning and Milling Processes / G. O. Chigbogu, N. O. Sam // *International Journal of Multidisciplinary Sciences and Engineering*. – 2012. – Vol. 3, № 11. – P. 25–30.
71. Park J. S. The Prediction of Chatter Stability in Hard Turning : Diss ... PhD in Mechanical Engineering : 05.02.08 / J. S. Park. – Atlanta, 2004. – 144 с.
72. Otto A. Application of spindle speed variation for chatter suppression in turning / A. Otto, G. Radons // *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. – Elsevier Science, 2013. – Vol. 6, № 2. – P. 102–109.
73. Design of a bench hardware-in-the-loop system for the study of chatter in turning / I. Mancisidor, R. Bárcena, J. Munoa, A. Etxebarria // *European Control Conference*. – Zurich, 2013. – P. 791–796.
74. Подольский М. И. Математическое моделирование динамики суппортной системы токарного станка типа «гексаглайд» / М. И. Подольский, С. А. Русанов, Д. А. Дмитриев // *Вісник СевНТУ : збірник наукових праць. Серія: Машиноприладобудування та транспорт*. – Севастополь, 2013. – № 139. – С. 176–182.
75. Струтинський С. В. Експериментальне визначення динамічних характеристик та побудова на їх основі математичної моделі просторової системи приводів / С. В. Струтинський, А. А. Гуржій // *Технологічні комплекси*. – 2013. – Т. 7, № 1. – С. 10–18.
76. Експериментальні дослідження динамічних параметрів стрижневої супортної системи багатоцільового токарного верстата у процесі різання / М. І. Подольський, Ю. М. Кузнєцов, Д. О. Дмитрієв, В. А. Сідоров // *Технологічні комплекси*. – 2014. – Т. 10, № 2. – С. 175–181.
77. Lin Z. The building of spindle thermal displacement model of high speed machine center / Z. Lin, J. Chang // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2007. – Vol. 34. – P. 556–566.
78. Li C. Development and Key Technology in High Speed Cutting / C. Li, Y. Ding, B. Lu // *Journal of Qingdao Technological University*. – 2009. – Vol. 30. – P. 7–16.
79. ANSYS-Based dynamic analysis of high-speed motorized spindle / W. Li, H. Pu, Q. Liu, G. Chen // *International Conference of Computered Engineering Technologies*. – 2009. – Vol. 1. – P. 336–340.
80. Choi J. K. Characteristics of a spindle bearing system with a gear located on the bearing span / J. K. Choi, D. G. Lee // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 1997. – Vol. 37. – P. 171–173.
81. Choi J. K. Thermal characteristics of the spindle bearing system with a gear located on the bearing span / J. K. Choi, D. G. Lee // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 1998. – Vol. 38. – P. 1017–1030.
82. Chen J. Centrifugal force induced dynamics of a motorized high-speed spindle / J. Chen, Y. Hwang // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2006. – Vol. 30. – P. 10–19.

83. Liu D. Finite Element Analysis of High-Speed Motorized Spindle Based on ANSYS / D. Liu, H. Zhang, Z. Tao, Y. Su // *The Open Mechanical Engineering Journal*. – 2011. – Vol. 5. – P. 1–10.
84. Abuthakeer S. S. Dynamic and thermal analysis of high speed motorized spindle / S. S. Abuthakeer, P. V. Mohanram, K. G. Mohan // *International Journal of Applied Engineering Research*. – 2011. – Vol. 1, № 4. – P. 864–882.
85. Erkorkmaz K. Precision machine tool X–Y stage utilizing a planar air bearing arrangement / K. Erkorkmaz, J. M. Gorniak, D. J. Gordon // *Annals of CIRP*. – 2010. – Vol. 59, № 1. – P. 425–429.
86. Qi L. Modeling and simulation of the thermal network in a space gear-bearing / L. Qi, G. Zhang // *Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Information and Automation*. – Harbin, 2010. – P. 1–3.
87. Udup E. Numerical Model for Thermo-Mechanical Spindle Behavior / E. Udup, C. F. Bisu, M. Zapciu // *Advances in Production, Automation and Transportation Systems*. – 2011. – Vol. 1, № 1. – С. 259–264.
88. Струтинський В. Б. Технологія моделювання динамічних процесів та систем / В. Б. Струтинський, Н. Р. Веселовська. – Вінниця : ПП О. Власюк, 2007. – 466 с.
89. Long X. Active vibration control for peripheral milling processes / X. Long, H. Jiang, G. Meng // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2013. – № 213. – P. 660–670.
90. Струтинський В. Б. Динамічні процеси в металорізальних верстатах / В. Б. Струтинський, В. М. Дрозденко. – Київ : Основа-Принт, 2010. – 440 с.
91. Струтинський В. Б. Дослідження мікропрофіля поверхні одержаного вібраційною обробкою фрезами малого діаметра / В. Б. Струтинський, І. В. Перфілов // *Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація*. – 2015. – Вип. 28. – С. 97–105.
92. Струтинський В. Б. Математичне моделювання пружної системи верстата для визначення точності обробки / В. Б. Струтинський, О. В. Колот, В. М. Чуприна // *Вісник ХНТУ*. – Херсон, 2016. – Т. 56, № 1. – С. 179–191.
93. Кириченко А. М. Наукові основи створення мехатронних систем просторового переміщення шпинделя багатокординатних верстатів : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 / А. М. Кириченко. – Київ, 2012. – 380 с.
94. Струтинський В. Б. Математичне моделювання вібраційного поля заготовки токарного автоматизованого комплексу при випадкових навантаженнях силами різання / В. Б. Струтинський, В. М. Дрозденко, О. Я. Юрчишин // *Вісник КПІ: Серія машинобудування*. – Київ, 2011. – № 62. – С. 20–29.
95. Кузнєцов Ю. М. Вплив факторів на пружно-демпфуючу систему «широкодіапазонний цанговий патрон – деталь» / Ю. М. Кузнєцов, О. Я. Юрчишин // *Промислова гідравліка і пневматика*. – Вінниця, 2007. – № 1. – С. 110–114.
96. Юрчишин О. Я. Підвищення показників точності токарного автоматизованого комплексу на основі дослідження циклічних випадкових процесів

вузла закріплення заготовки // Вісник КПІ. Серія «Машинобудування». – 2011. – № 63. – С. 134–139.

97. Емельяненко С. С. Повышение эффективности процесса концевой фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / С. С. Емельяненко. – Харьков, 2008. – 140 с.

98. Руководство пользователя ПО «PowerGraph» : утв. ООО «ДИСофт» 08.04.2013. – Срок действия установлен с 08.04.2014 до 31.01.2017 / ООО «ДИСофт». – Москва, 2014. – 150 с.

99. Преобразователь тиристорный для электроприводов главного движения типа «КЕМРОС» / ООО «Гама Моторы». – Сливен : ООО «Гама Моторы», 2014. – 63 с.

100. Однокоординатный шестипульсный тиристорный преобразователь «КЕМРОН» / ООО «Гама Моторы». – Сливен : ООО «Гама Моторы», 2014. – 52 с.

101. Профилометр с унифицированной электронной системой: ТИ ОКП 39 4341 1021 : утв. Министерство станкостроительной и инструментальной промышленности 01.01.1983. – Срок действия установлен с 01.01.1983 до 01.01.1988 / Министерство станкостроительной и инструментальной промышленности. – Москва, 1983. – 32 с.

102. Токарные инструменты. Вращающиеся инструменты. Дополнение / Sandvik Coromant. – Sandviken : Sandvik Coromant, 2016. – 21 с.

103. ГОСТ 4784-97. Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. – Введ. 20.01.1999. – Москва : ИПК Издательство стандартов, 1999. – 32 с.

104. ГОСТ 4543-71. Прокат из легированной конструкционной стали. Технические условия. – Введ. 01.01.1973. – Москва : Стандартиформ, 1973. – 39 с.

105. Подураев В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В. Н. Подураев. – Москва : Высшая школа, 1974. – 587 с.

106. Зарс В. В. Сравнение некоторых условий регенерации следа / В. В. Зарс // Вопросы динамики и прочности. – Рига, 1968. – Вып. 17. – С. 51–64.

107. Ильницкий И. И. Колебания в металлорежущих станках и пути их устранения / И. И. Ильницкий. – Москва : Машгиз, 1958. – 145 с.

108. Кудинов В. А. Теория вибраций при резании (трении) / В. А. Кудинов // Передовая технология машиностроения. – Москва, 1955. – С. 631–643.

109. Бобров Б. Ф. Основы теории резания металлов / Б. Ф. Бобров. – Москва : Машиностроение, 1975. – 344 с.

110. Кабалдин Ю. Г. Самоорганизующиеся процессы в технологических системах обработки резанием / Ю. Г. Кабалдин, А. М. Шпилев // Диагностика, управление. – Владивосток : Дальнаука, 1998. – 296 с.

111. Каширин М. Ф. Исследование вибраций при резании / М. Ф. Каширин. – Ленинград : Изд-во АН СССР, 1944. – 262 с.

112. Мурашкин Л. С. Прикладная нелинейная механика станков / Л. С. Мурашкин, Л. С. Мурашкин. – Ленинград : Машиностроение, 1977. – 192 с.



113. Развитие науки о резании металлов / Н. Н. Зорев и др. – Москва : Машиностроение, 1967. – 415 с.
114. Тлустый И. Автоколебания в металлорежущих станках / И. Тлустый. – Москва : Машгиз, 1956. – 359 с.
115. Ташлицкий Н. И. Явления запаздывания усилий при прерывистом резании с переменной толщиной среза / Н. И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1969. – № 4. – С. 67–68.
116. Ташлицкий Н. И. Первичный источник автоколебаний при резании металлов / Н. И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – № 2. – С. 45–50.
117. Кудинов В. А. Экспериментальное исследование нелинейной динамики процесса резания / В. А. Кудинов, А. В. Ключников, А. Д. Шустиков // Станки и инструмент. – 1978. – № 11. – С. 11–13.
118. Зарс В. В. Моделирование автоколебаний металлорежущих станков / В. В. Зарс // Вопросы динамики и прочности. – Рига, 1969. – Вып. 118. – С. 157–173.
119. Астафьев В. И. Нелинейная механика разрушения / В. И. Астафьев, Ю. Н. Радаев, Л. В. Степанова. – Самара : Издательство «Самарский университет», 2001. – 534 с.
120. Лурье А. И. Аналитическая механика / А. И. Лурье. – Москва : Физматгиз, 1961. – 824 с.
122. Татаринов В. Л. Способ улучшения токарных и строгальных станков путем применения вибрационного движения резца / В. Л. Татаринов // Вестник общества технологов. – 1909. – № 17. – С. 1–10.
123. Подураев В. Н. Обработка резанием с вибрациями / В. Н. Подураев. – Москва : Машиностроение, 1970. – 350 с.
124. Нерубай М. С. Ультразвуковая механическая обработка и сборка / М. С. Нерубай, Б. Л. Штриков, В. В. Калашников. – Самара : Кн. изд-во, 1995. – 190 с.
125. Маркова Л. Г. Влияние геометрии резца из эльбора на его износ и стойкость при тонком точении закаленной стали / Л. Г. Маркова, В. И. Островский, В. Г. Савицкая // Резание и инструмент в технологических системах : Межд. научн. техн. сборник. – Харьков : ХГТУ, 1972. – Вып. 6. – С. 28–32.
126. Кумабэ Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ ; под ред. А. М. Портного. – Москва : Машиностроение, 1985. – 424 с.
127. Ахметшин Н. И. Вибрационное резание металлов / Н. И. Ахметшин, Э. М. Гоц, Н. Ф. Родиков ; под ред. К. М. Рагульскис. – Ленинград : Машиностроение, 1987. – 80 с.
128. Super-precision bearings / SKF. – Goteborg : SKF Company, 2014. – 424 с.

## ДОДАТОК А

### ПРОГРАМА ДЛЯ СПЕКТРАЛЬНОГО АНАЛІЗУ МІКРОНЕРІВНОСТЕЙ fft\_an ТА ПРОЦЕДУРА calcRa

#### fft\_an.m

```
Prof = prof;  
% Початковий масив – 3 колонки.  
%Перша – час.  
%Друга – профіль.  
%Третя – відмітник.  
%Ra – величина шорсткості за приладом.  
Rad = 0.9;%roughness scale.  
  
s = 0.05; %Подача.  
n = 10110/60; %Частота обертання шпинделя в Гц.  
profm = calcRa(Prof,Rad);  
  
% Дані у змінній 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);
```

## calcRa.m

```
function res = calcRa(test, Ra)
% Початковий масив – 3 колонки.
% Перша – час.
% Друга – профіль.
% Третя – відмітник.
% Ra – величина шорсткості за приладом.

% Ra = 1.5;% mkm.
Kxra = 0.0319;% Передавальне відношення: мм на 1 оберт двигуна.
t = test(:,1);
m = test(:,3);
Rav = test(:,2);
mn = mean(Rav);
RaVm = Rav-mn;
%-----[ Start of buffer ]-----
% FIR Window Lowpass filter designed using the FIR1 function.

% All frequency values are in Hz.
Fs = 1/(t(2)-t(1)); % Sampling Frequency.

Fpass = 48; % Passband Frequency.
Fstop = 100; % Stopband Frequency.
Dpass = 0.057501127785; % Passband Ripple.
Dstop = 0.0001; % Stopband Attenuation.
flag = 'scale'; % Sampling Flag.

% Calculate the order from the parameters using KAISERORD.
[N,Wn,BETA,TYPE] = kaiserord([Fpass Fstop]/(Fs/2), [1 0], [Dstop Dpass]);

% Calculate the coefficients using the FIR1 function.
b = fir1(N, Wn, TYPE, kaiser(N+1, BETA), flag);
Hd = dfilt.dffir(b);
%-----[ End of buffer ]-----

Ravmf = filtfilt(b,1,RaVm);

Base = rms(Ravmf);
```

```
Kra = Ra/base;
```

```
fprintf('Kra = %f\n',Kra);
```

```
Rac = Ravmf*Kra;
```

```
%Калібрування горизонтальної осі.
```

```
ix = find(m < 2.5);
```

```
dix = diff(ix);
```

```
cdix = max(dix)*0.6;
```

```
iy = find(dix > cdix);
```

```
idx = ix([iy(:)']);
```

```
length(ix)
```

```
dt = diff(t(idx));
```

```
Kx = Kxra/(mean(dt));
```

```
%Середня фактична швидкість руху щупа.
```

```
xx = Kx*t;
```

```
fprintf('V_mean = %f мм/с\n',Kx);
```

```
fprintf('V_std = %f мм/с или %f%%\n',std(Kxra./dt),std(Kxra./dt)/Kx*100);
```

```
plot(xx,Rac).
```

```
res = [xx(:),Rac.
```

## ДОДАТОК Б

### ПЕРЕЛІК ОПУБЛІКОВАНИХ ЗА ТЕМОЮ ПРАЦЬ

1. **Залога В. А.** Современное состояние вопроса о диагностике состояния режущего инструмента при фрезеровании / В. А. Залога, Р. Н. Зинченко, Ю. В. Шаповал // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – 313 с. – С. 118–126.

2. **Залога В. А.** Обработка деталей малых диаметров точением с высокой частотой вращения шпинделя. Проблемы и перспективы / В. А. Залога, Р. Н. Зинченко, Ю. В. Шаповал // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / редкол.: В. О. Федорович (голова) [та ін.]. – Харків : НТУ «ХПИ», 2014. – Вип. 8. – 323 с. – С. 50–62.

3. **Залога В. А.** Влияние частоты вращения шпинделя на качество обработанной поверхности при точении / В. А. Залога, Ю. В. Шаповал // Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво : тези доповідей XV Всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції, м. Житомир, 04–07 листопада 2015 р. – Житомир : ЖДТУ, 2015. – 92 с. – С. 30–31.

4. **Залога В. О.** Аналіз динамічного стану технологічної системи в залежності від положення двигуна приводу подач / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2016. – Вып. 86. – 204 с. – С. 18–25.

5. **Залога В. О.** Скінчено-елементний аналіз динамічного стану металообробної технологічної системи / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал, К. А. Дрофа // Технологический аудит и резервы производства. – 2016. – № 3/1 (29). – С. 33–39.

6. **Залога В. О.** Перспективи динамічного управління коливаннями при точінні з високими частотами обертання шпинделя / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал // Прогресивні технології в машинобудуванні : збірник наукових праць VI Міжнародної науково-технічної конференції, м. Львів, 6–10 лютого 2017 р. – 2017. – 142 с. – С. 47–50.

7. **Залога В. О.** Методика оцінювання динамічного стану системи різання шляхом визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2017. – Вып. 87. – 186 с. – С. 63–71.

8. **Залога В. О.** Забезпечення якості механічного оброблення деталей шляхом керування динамікою процесу високочастотного точіння / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал // *Машинобудування очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво (МOM – 2017)* : матеріали тез доповідей XVII Міжнародної науково-практичної конференції, м. Чернігів, 1–3 листопада 2017 р. / Чернігівський національний технологічний університет [та ін.] ; відп. за вип. А. М. Єрошенко. – Чернігів : ЧНТУ, 2017. – 227 с. – С. 10–11.

9. **Залога В. О.** Методика оцінювання динамічного стану системи різання шляхом визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні / В. О. Залога, Ю. В. Шаповал, А. В. Божко // *Машинобудування очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво (МOM – 2017)* : матеріали тез доповідей XVII Міжнародної науково-практичної конференції, м. Чернігів, 1–3 листопада 2017 р. / Чернігівський національний технологічний університет [та ін.] ; відп. за вип. А. М. Єрошенко. – Чернігів : ЧНТУ, 2017. – 227 с. – С. 135–136.

10. **Залога В. О.** Динамічне управління коливаннями при точінні / В. О. Залога, Д. В. Криворучко, Ю. В. Шаповал, К. А. Дрофа // *Mechanics and Advanced Technologies*. – 2017. – № 79. – С. 100–107.

11. **Шаповал Ю. В.** Підвищення ефективності оброблення деталей шляхом керування динамікою процесу точіння з високими частотами обертання шпинделя / Ю. В. Шаповал, В. О. Залога // *Вісник ЖДТУ*. – 2017. – № 2 (80). – С. 178–184.

12. **Zaloga W.** Increasing of efficiency of parts turning at spindle speed from 5,000 to 10,000 rpm by controlling the dynamics of machining / W. Zaloga, Y. Shapoval, V. Kolesnyk // *Quality and Reliability of Technical Systems: Theory and Practice : Monograph* / Editors: Andrii Goroshko, Vilen Rozman and Maryna Zembytska – JVE International Ltd., Lithuania, 2018. – Vol. 2. – 318 p. – P. 90–102. – <https://www.jvejournals.com/assets/book/BSV-2-Intro.pdf> (ISSN 2351-5260 ISBN 978-609-96036-0-5). Naugarduko 41-906, Vilnius, LT-03227, Lithuania <https://www.jvejournals.com>.

Електронне наукове видання

**Залого Вільям Олександрович,  
Шаповал Юрій Володимирович**

**МЕТОДОЛОГІЧНІ ОСНОВИ  
ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ  
ШЛЯХОМ КЕРУВАННЯ ДИНАМІКОЮ ПРОЦЕСУ  
ВИСОКОШВИДКІСНОГО ТОЧІННЯ  
З ВИСОКИМИ ЧАСТОТАМИ ОБЕРТАННЯ ШПИНДЕЛЯ**

**Монографія**

Художнє оформлення обкладинки Ю. В. Шаповала  
Редакторка Н. З. Клочко  
Комп'ютерне верстання В. О. Залого

Формат 60×84/8. Ум. друк. арк. 15,46. Обл.-вид. арк. 9,23.

Видавець і виготовлювач  
Сумський державний університет,  
вул. Римського-Корсакова, 2, м. Суми, 40007  
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 3062 від 17.12.2007.