

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ХАРКІВСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
МІСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА імені О. М. БЕКЕТОВА

ВИРОБНИЦТВО ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ
ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ НА ОБЛАДНАННІ З ЧПК

МОНОГРАФІЯ

Харків
ХНУМГ ім. О. М. Бекетова
2023

Автори:

Планковський Сергій Ігорович, доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 1 (п. 1.1), розділ 2 (п. 2.1–2.4), розділ 4 (п. 4.3), розділ 5 (п. 5.1–5.3), розділ 6 (п. 6.1, 6.3);

Цегельник Євген Володимирович, кандидат технічних наук, старший дослідник, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 1 (п. 1.1), розділ 2 (п. 2.1–2.4), розділ 3 (п. 3.1–3.5), розділ 4 (п. 4.2, 4.3), розділ 5 (п. 5.1–5.3), розділ 6 (п. 6.1, 6.3);

Комбаров Володимир Вікторович, кандидат технічних наук, старший дослідник, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 1 (п. 1.1–1.4), розділ 4 (п. 4.1–4.3), розділ 5 (п. 5.1–5.3), розділ 6 (п. 6.1, 6.3);

Білецький Ігор Васильович, доктор економічних наук, старший дослідник, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 6 (п. 6.2), розділ 7 (п. 7.3);

Сухонос Марія Костянтинівна, доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – вступ, висновки, розділ 6 (п. 6.2);

Аксьонов Євген Олександрович, кандидат технічних наук, старший дослідник, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 4 (п. 4.1, 4.3), розділ 5 (п. 5.1–5.3), розділ 6 (п. 6.1, 6.3);

Сорокін Володимир Федорович, доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 4 (п. 4.1, 4.2), розділ 5 (п. 5.2, 5.3);

Ківіренко Олег Борисович, кандидат технічних наук, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 7 (п. 7.2, 7.3);

Кондратьєв Андрій Валерійович, доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 7 (п. 7.1, 7.4);

Криживець Євген Олександрович, аспірант, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 5 (п. 5.1), розділ 7 (п. 7.2–7.4);

Минтюк Віталій Борисович, кандидат технічних наук, Національний аерокосмічний університет ім. М. Є. Жуковського «Харківський авіаційний інститут» – розділ 3 (п. 3.1–3.5);

Плюгін Владислав Євгенович, доктор технічних наук, професор, Харківський національний університет міського господарства імені О. М. Бекетова – розділ 6 (п. 6.2, 6.3).

Рецензенти:

Добротворський Сергій Семенович, доктор технічних наук, професор, професор кафедри технології машинобудування та металорізальних верстатів Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»;

Санін Анатолій Федорович, доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри технології виробництва Дніпровського національного університету імені Олеся Гончара

*Рекомендовано до друку Вченою радою ХНУМГ ім. О. М. Бекетова,
протокол № 5 від 29 грудня 2023 р.*

Виробництво тонкостінних деталей літальних апаратів на обладнанні з ЧПК : монографія / B52 С. І. Планковський, Є. В. Цегельник, В. В. Комбаров, І. В. Білецький, М. К. Сухонос, Є. О. Аксьонов, В. Ф. Сорокін, О. Б. Ківіренко, А. В. Кондратьєв, Є. О. Криживець, В. Б. Минтюк, В. Є. Плюгін ; [за ред. С. І. Планковського] ; Харків. нац. ун-т міськ. госп-ва ім. О. М. Бекетова. – Харків : ХНУМГ ім. О. М. Бекетова, 2023. – 247 с.

ISBN 978-966-695-603-6

DOI 10.33042/978-966-695-603-6

У монографії розглянуто актуальні задачі виробництва тонкостінних деталей літальних апаратів на обладнанні з ЧПК. Розв'язано низку задач, пов'язаних з адаптивним розмірним обробленням, а також представлено актуальні задачі для підвищення ефективності виробництва тонкостінних деталей з композиційних матеріалів намотуванням на обладнанні з ЧПК.

Запропоновано комплекс методів для підвищення точності обладнання з ЧПК, зокрема під час оброблення деталей із легкодеформовними елементами.

Призначено для науковців, викладачів, докторантів, аспірантів, здобувачів закладів вищої освіти, а також усіх, хто цікавиться цими питаннями.

УДК 621.763-503.55:629.7

ЗМІСТ

ВСТУП.....	7
1 СУЧАСНИЙ СТАН ТА ТЕНДЕНЦІЇ РОЗВИТКУ ВИРОБНИЦТВА ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ НА ОБЛАДНАННІ З ЧПК.....	9
1.1 Конструктивні особливості силових деталей планера літака.....	9
1.2 Проблеми й тенденції розвитку технологій механічного оброблення монолітних вузлів літальних апаратів	15
1.3 Фактори, що впливають на точність оброблення монолітних вузлів на устаткуванні з ЧПК	18
1.4 Тенденції розвитку систем ЧПК металорізальних верстатів в авіаційній промисловості	26
2 МЕТОД ВІРТУАЛЬНОГО БАЗУВАННЯ ПІД ЧАС ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ	31
2.1 Проблема віртуального базування під час виготовлення деталей з високоточних заготовок	32
2.2 Визначення попереднього розташування САД-моделі в заготовці з формою, наближеною до форми деталі	38
2.3 Формулювання задачі віртуального базування на основі методу phi-функцій	41
2.4 Віртуальне базування за допомогою phi-функцій для двовимірного випадку	46
3 ВИЗНАЧЕННЯ ДЕФОРМАЦІЇ ТА ВЛАСНИХ КОЛИВАНЬ ЗАГОТОВОК ПІД ЧАС ФРЕЗЕРУВАННЯ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ	52
3.1 Розрахункова схема та навантаження	53
3.2 Розв'язок задачі деформування тонкостінної конструкції	55
3.2.1 Визначення коефіцієнтів жорсткості границі	55
3.2.2 Розв'язок задачі деформування виділеної з системи пластини.....	58
3.3 Розв'язок задачі визначення вільних коливань.....	61
3.3.1 Визначення жорсткості підкріплюючих пластин та балки.....	61
3.3.2 Розв'язок задачі вільних коливань виділеної з системи пластини.....	63
3.4 Числові дослідження деформування та власних коливань.....	67

3.4.1	Верифікація розв'язку задачі деформування конструкції	67
3.4.2	Верифікація розв'язку задачі визначення частот та форм власних коливань	69
3.4.3	Параметричні дослідження	71
3.5	Визначення сили фрезерування під час деформації заготовки	75
4	АДАПТИВНЕ КЕРУВАННЯ РЕЖИМАМИ ОБРОБЛЕННЯ ЗА СКЛАДНИМИ ТРАЕКТОРІЯМИ В СИСТЕМІ ЧПК З ПОПЕРЕДНІМ ПЛАНУВАННЯМ ПОДАЧІ	78
4.1	Планування керуванням подачею у технологічних системах ЧПК	78
4.1.1	Концепція попереднього планування та контролю контурної подачі в дворівневій системі ЧПК.....	78
4.1.2	Способи плану змінення контурної подачі в кадрах керуючої програми ЧПК	80
4.1.3	Математична модель закону змінення контурної подачі високошвидкісного оброблення на ділянках розганяння / гальмування	81
4.1.4	Попереднє планування контурної подачі з використанням гладких S-подібних законів розганяння / гальмування	86
4.1.5	Тестування методу контролю контурної подачі	89
4.2	Адаптація технологічних режимів високошвидкісного оброблення.....	91
4.2.1	Огляд методів адаптивного керування механічним обробленням.....	91
4.2.2	Дослідження граничних режимів швидкісного оброблення алюмінієвих сплавів	95
4.2.3	Адаптація режимів різання до змінення контурної подачі на криволінійних ділянках траєкторії оброблення	99
4.3	Програмно-апаратні засоби проведення досліджень динаміки руху в технологічних системах ЧПК високошвидкісного оброблення.....	102
4.3.1	Проблеми збору та аналізу експериментальних даних з технологічного обладнання та робототехнічних комплексів	103
4.3.2	Збір експериментальних даних у технологічних системах.....	105

4.3.3 Спеціалізоване програмне забезпечення для візуалізації та аналізу експериментальних даних	107
4.3.4 Методи та алгоритми підвищення продуктивності візуалізації.....	107
4.3.5 Особливості інтерфейсу програмного відображення.....	111

5 АЛГОРИТМІЧНЕ ТА ПРОГРАМНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ФОРМОУТВОРЮЮЧИХ РУХІВ ІНСТРУМЕНТУ ПІД ЧАС ВИСОКОШВИДКІСНОГО ЧПК ОБРОБЛЕННЯ..... 115

5.1 Обґрунтування вимог до інформаційного забезпечення процесу керування в технологічних системах з урахуванням диференційних характеристик руху аж до ривка	115
5.1.1 Спотворення диференціальних кінематичних характеристик руху керованих осей під час дискретного подання параметрів системи ЧПК	116
5.1.2 Визначення діапазонів значень і необхідної роздільної здатності кінематичних параметрів переміщення керованих осей у системах ЧПК.....	118
5.2 Математична модель та експериментальне дослідження повздовжнього руху під час різьбонарізування з гладким S-подібним змінням ривка.....	127
5.2.1 Керування різьбонарізуванням у дворівневій системі ЧПК.....	128
5.2.2 Математична модель рівноприскореного руху.....	130
5.2.3 Математична модель руху з плавним ривком.....	132
5.2.4 Експериментальні дослідження	136
5.3 Математична модель та експериментальне дослідження поперечного руху під час різьбонарізування з гладким S-подібним змінням прискорення	138
5.3.1 Організація керування нарізанням різьби у дворівневій системі ЧПК.....	138
5.3.2 Математична модель руху з плавним прискоренням у зоні наближення поперечної осі	141
5.3.3 Експериментальні дослідження руху поперечної осі.....	144

6 МЕТОДИ, МОДЕЛІ ТА АЛГОРИТМИ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ТРАЄКТОРІЙ ОБРОБЛЕННЯ У ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ..... 147

6.1 Дослідження алгоритмів керування сполученими осями верстатів.....	147
6.1.1 Алгоритми керування сполученими осями	148

6.1.2 Застосування комплексу на базі ЧПК для експериментальних досліджень алгоритмів керування сполученими осями	150
6.1.3 Експериментальні дослідження перехресного керування	152
6.2 Моделювання серводвигуна за допомогою ANSYS Electromagnetics.....	155
6.2.1 Попередній розрахунок основних розмірів	159
6.2.2 Розрахунок параметрів у ANSYS RMxpvt.....	160
6.2.3 Моделювання перехідних процесів в ANSYS Simploter	171
6.3 Оцінка диференціальних характеристик руху за допомогою інкрементних еncoderів у контурі зворотного зв'язку ЧПК	173
6.3.1 Обмеження дискретності еncoderа	174
6.3.2 Методи оцінювання швидкості з використанням інкрементних еncoderів.....	175
6.3.3 Експериментальна установка.....	178
6.3.4 Аналіз джерел похибок під час вимірювання диференціальних характеристик.....	182
7 ОСОБЛИВОСТІ АВТОМАТИЗАЦІЇ ПРОЦЕСІВ НАМОТУВАННЯ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ ІЗ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ	184
7.1 Намотування елементів конструкцій з композиційних матеріалів малого діаметра з використанням вібрації	184
7.2 Автоматизація безперервного намотування трубчатих деталей	190
7.3 Автоматизоване виробництво криволінійних елементів трубопроводів із композиційних матеріалів	202
7.4 Вплив кінетики затвердіння сполучного на технологічні деформації та напруження в металокомпозитному з'єднанні.....	213
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	221
СПИСОК ПОСИЛАНЬ	227

ВСТУП

У монографії проведено аналіз сучасного стану виробництва тонкостінних деталей літальних апаратів (далі – ЛА) на обладнанні з числовим програмним керуванням (далі – ЧПК). Основна увага приділена виробництву силових елементів авіаційної техніки високошвидкісним фрезеруванням. Проведено аналіз тенденцій розвитку систем ЧПК стосовно задач високошвидкісного оброблення деталей ЛА. Проаналізовано сучасні підходи до застосування віртуального базування під час виготовлення великогабаритних деталей ЛА та деталей з заготовок, форма яких наближена до форми деталей, що виготовляються.

Запропоновано новий підхід до реалізації задач віртуального базування, що ґрунтується на апараті *phi*-функцій, який не застосовувався у відомих дослідженнях. Для задач статичного та динамічного навантаження деталей з легкодеформовними елементами під дією сил різання запропоновано застосування аналітико-числового методу ідентифікації крайових умов сумісно з методом скінченних елементів. Розглянуто ряд нових задач, пов'язаних з урахуванням деформування тонкостінних елементів під дією сил різання.

Детально розглянуто досліджуваний авторами підхід до планування траєкторій виконавчих елементів ЧПК устаткування у високошвидкісних процесах виготовлення тонкостінних деталей ЛА. Показано, що такий підхід забезпечує суттєві переваги з погляду точності оброблення порівняно з алгоритмами, що використовуються провідними світовими виробниками обладнання з ЧПК. Запропоновано та досліджено перспективні системи ЧПК обладнання для реалізації зазначеного підходу.

Розглянуто деякі аспекти виготовлення тонкостінних деталей ЛА намотуванням з композиційних матеріалів. Такий вибір обґрунтований тим, що цей спосіб виготовлення виробів з композиційних матеріалів залишається найпродуктивнішим та найбільш автоматизованим, особливо під час виготовлення виробів у формі тіл обертання.

Досліджено напрямки удосконалення безперервного намотування під час виробництва довгомірних деталей з композиційних матеріалів. Для виготовлення деталей, навантажених високим внутрішнім тиском, наприклад, елементів транспортно-пускових контейнерів ракетного озброєння та корпусів ракетних двигунів на твердому паливі, запропоновано використовувати безперервне спіральне намотування на оправку, що самоподається. Для реалізації удосконалених схем намотування адаптовані системи укладання та направлення волокна та розроблені спеціалізовані системи ЧПК.

Монографія побудована на матеріалах звітів за науково-дослідними роботами «Розробка методу призначення режимів високошвидкісної адаптивної ЧПК обробки тонкостінних деталей ЛА та її конверсійне застосування» (№ Д/Р 0121U109639) [242, 243] та «Розробка технології безперервного спірального намотування високоміцних елементів транспортно-пускових контейнерів ракетного озброєння» (№ Д/Р 0123U101805) [244], виконаних науковцями Харківського національного університету міського господарства імені О. М. Бекетова відповідно до договору з Міністерством освіти і науки України. Окрім цього до монографії увійшли деякі матеріали дисертацій членів авторського колективу та їхніх наукових публікацій, пов'язаних з тематикою монографії, опублікованих у 2023 р., які не були відображені в матеріалах звітів та дисертаційних робіт.

1 СУЧАСНИЙ СТАН ТА ТЕНДЕНЦІЇ РОЗВИТКУ ВИРОБНИЦТВА ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ НА ОБЛАДНАННІ З ЧПК

1.1 Конструктивні особливості силових деталей планера літака

Однією з основних задач під час розроблення сучасних ЛА є забезпечення їхньої високої вагової ефективності. У багатьох випадках, особливо за збільшення габаритів поперечного перерізу фюзеляжу й крила, ця задача вирішується шляхом застосування монолітних силових елементів планера. З огляду на це в конструкції планера літака широко застосовуються монолітні вузли, що виготовляються з масивних заготовок – поковок і штамповок. Для цих деталей широко застосовуються високоміцні алюмінієві, магнієві й титанові сплави. Під час виготовлення деталей і вузлів літаків із металевих матеріалів значну трудомісткість (до 25...35 % від загальної трудомісткості виготовлення виробів) мають операції механооброблення на металорізальних верстатах. Використання в конструкції агрегатів літака великогабаритних монолітних вузлів складних форм (рис. 1.1, поз. 1, 2) приводить до підвищення вагової ефективності силової конструкції, підвищення технологічності складальних робіт, але спричиняє збільшення обсягу робіт із механічного оброблення. Основою монолітних вузлів є монолітні деталі, що виготовляються з великогабаритних заготовок прокату, відливків або штамповок. У зв'язку з цим великої актуальності набувають завдання підвищення ефективності механічного оброблення, вирішення яких сприяє зменшенню трудових та експлуатаційних витрат, підвищенню продуктивності окремих операцій, автоматизації оброблення складних деталей ЛА. Найбільш прийнятним шляхом підвищення точності й продуктивності, зменшення обсягу довідних робіт і зниження собівартості виготовлення деталей ЛА є застосування високошвидкісного оброблення [72, 224].

На рисунку 1.2 зображено типові монолітні деталі, що використовуються в конструкціях сучасних літаків. Характерною рисою цих виробів є складність просторових форм деталі й великий обсяг механічного оброблення, що є необхідним для їхнього виготовлення. Виготовлення таких вузлів здійснюється на устаткуванні з ЧПК. Однак малі обсяги виробництва потребують пошуку шляхів зменшення витрат на механічне оброблення таких виробів [155, 220]. Застосуванню устаткування з ЧПК віддається пріоритет серед сучасних методів виробництва авіаційної техніки [210, 213, 214, 225, 232, 233]. Підвищення ролі механічного оброблення на верстатах з ЧПК підсилюється тенденцією застосування монолітних вузлів у силовій конструкції планера літака замість складених. Одночасно з ускладненням конструкції силових вузлів відбувається перехід до застосування високоміцних алюмінієвих сплавів [245].

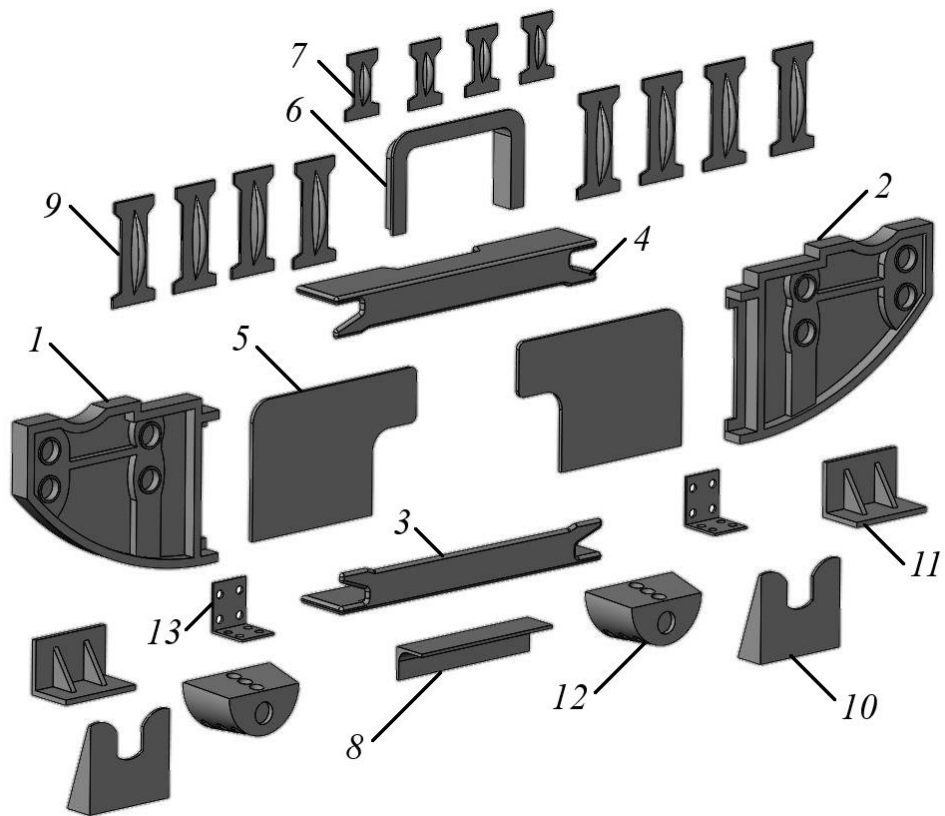


Рисунок 1.1 – Схема технологічного членування низинки шпангоута літака транспортної категорії: 1, 2 – монолітні вузли; 3, 4 – нижній і верхній пояси; 5 – стінка з двох частин; 6, 8 – окантувальні профілі; 7, 9 – профілі жорсткості; 10–13 – кронштейни



Рисунок 1.2 – Типові монолітні деталі, що використовуються в конструкціях літаків [222]

Під час виготовлення монолітних деталей ЛА частка матеріалу, що видаляється з заготовки, може сягати 90 %. Намагання підвищити частку використаного матеріалу спричиняє використання заготовок із формою та розмірами, наближеними до відповідних характеристик кінцевих деталей. Водночас такі деталі відрізняються за співвідношенням розмірів, складністю форми та видом заготовок, які зазвичай використовуються для їхнього виготовлення. Виходячи з таких ознак можна класифікувати тонкостінні деталі ЛА, які виготовляються за допомогою механічного оброблення (табл. 1.1).

Тип 1.1. Деталі, у яких розмір за одним виміром суттєво перевищує інші. Як заготовки використовуються плити з розмірами, які суттєво перевищують розміри деталей та пресовані профілі. Характерні представники типу – деталі повздовжнього силового каркаса (лонжерони, балки, стрингери) з алюмінієвих та титанових сплавів. Для виготовлення зазвичай використовуються 3-осьові фрезерні верстати з ЧПК (за винятком деталей з закритими малками).

Тип 1.2. Деталі складної геометричної форми, у яких розмір за одним виміром суттєво перевищує інші. Для виготовлення деталей зазвичай використовуються попередньо відформовані заготовки з пресованих профілів. Проводиться зазвичай лише розмірне оброблення полук профілів та виконання складальних отворів. Характерні представники типу – деталі поперечного силового каркаса (пояси нервюр, ободи шпангоутів) з алюмінієвих сплавів. Для виготовлення найчастіше використовуються 3-осьові фрезерні верстати з ЧПК.

Тип 2.1. Деталі, у яких розміри за двома вимірами суттєво перевищують розмір за третім. Для виготовлення деталей використовуються заготовки з плит з розмірами, які суттєво перевищують розміри деталей. Характерні представники типу – деталі поперечного силового каркаса літальних апаратів (нервюри, шпангоути та ін.) з алюмінієвих та титанових сплавів. Для виготовлення зазвичай використовуються 3-осьові фрезерні верстати з ЧПК.

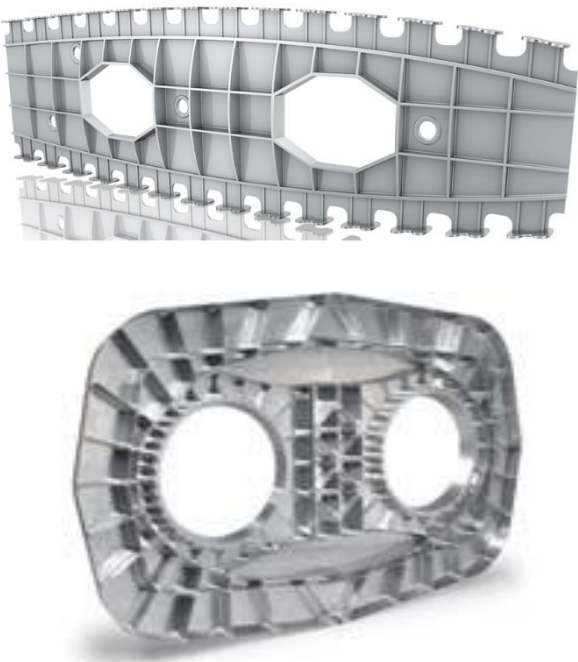
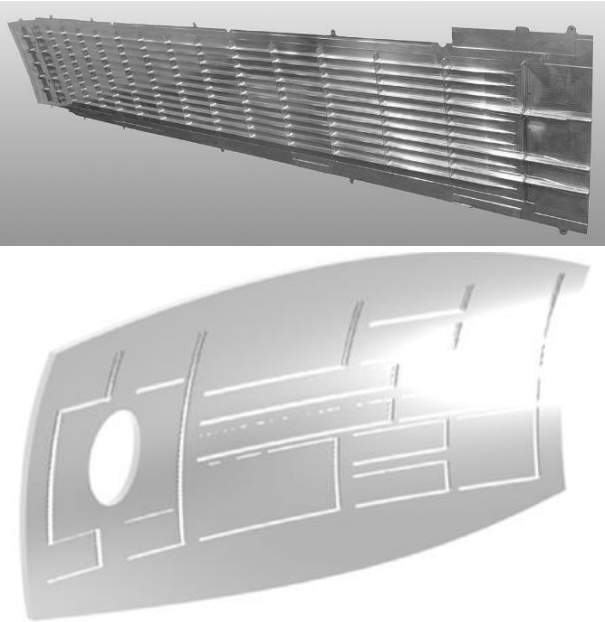
Тип 2.2. Деталі складної геометричної форми, у яких розміри за двома вимірами суттєво перевищують розмір за третім. Для виготовлення деталей використовуються попередньо відформовані заготовки з листа та штампованих або пресованих панелей. Характерні представники типу – обшивки та панелі крила, фюзеляжу та оперення з алюмінієвих сплавів. Для оброблення контуру найчастіше використовуються 3-осьові фрезерні верстати з ЧПК, для оброблення викривленої частини за товщиною – 5-осьові.

Тип 3.1. Деталі з розмірами, співставними за трьома вимірами. Для виготовлення деталей використовуються плити, штамповки, поковки з розмірами, які суттєво перевищують розміри деталей. Характерні представники типу – елементи стикових вузлів (кронштейни, фітинги та ін.) з високоміцних алюмінієвих та титанових сплавів, високолегованих сталей. Для виготовлення використовуються обробні центри з ЧПК.

Таблиця 1.1 – Класифікація монолітних тонкостінних авіаційних деталей, що виготовляються механічним обробленням [242]

Тип деталі	Тип заготовки	Характерні деталі
1	2	3
<p>1.1. Деталі, у яких розмір за одним виміром суттєво перевищує інші.</p> <p>Елементи силового каркаса – лонжерони, балки, стрингери та ін.</p> <p>Характерні матеріали: алюмінієві та титанові сплави</p>	<p>Плити та пресовані профілі.</p> <p>Розміри заготовок суттєво перевищують розміри деталей</p>	
<p>1.2. Деталі складної геометричної форми, у яких розмір за одним виміром суттєво перевищує інші.</p> <p>Елементи силового каркаса: пояси нервюр, ободи шпангоутів та ін.</p> <p>Характерні матеріали: алюмінієві сплави</p>	<p>Попередньо відформовані заготовки з профілів.</p> <p>Розміри та форма заготовок наближені до розмірів та форми деталей</p>	

Продовження таблиці 1.1

1	2	3
<p>2.1. Деталі, у яких розміри за двома вимірами суттєво перевищують розмір за третім.</p> <p>Елементи силового каркаса – силові нервюри, шпангоути, елементи центроплана та ін.</p> <p>Характерні матеріали: алюмінієві сплави</p>	<p>Плити.</p> <p>Розміри заготовок суттєво перевищують розміри деталей</p>	
<p>2.2. Деталі складної геометричної форми, у яких розміри за двома вимірами суттєво перевищують розмір за третім.</p> <p>Обшивки та панелі крила, фюзеляжу та та ін.</p> <p>Характерні матеріали: алюмінієві сплави</p>	<p>Попередньо відформовані заготовки з листа, штампованих або пресованих панелей. Розміри та форма заготовок наближені до розмірів та форми деталей</p>	

Закінчення таблиці 1.1

1	2	3
<p>3.1. Деталі з розмірами, співставними за трьома вимірами.</p> <p>Елементи силового каркаса кронштейна, фітинги та ін.</p> <p>Характерні матеріали: високоміцні алюмінієві та титанові сплави, високолеговані сталі</p>	<p>Плити, штамповки, поковки.</p> <p>Розміри заготовок суттєво перевищують розміри деталей</p>	
<p>3.2. Деталі особливо складної геометричної форми з розмірами, співставними за трьома вимірами.</p> <p>Стійки, кронштейни та ін.</p> <p>Характерні матеріали: алюмінієві, магнієві, титанові сплави та високолеговані сталі</p>	<p>Високоточні заготовки, отримані штампуванням, точним литвом та за адитивними технологіями. Розміри та форма заготовок максимально наближені до розмірів та форми деталей</p>	

Тун 3.2. Деталі особливо складної геометричної форми з розмірами, співставними за трьома вимірами. Виробляються зі штамповок, відливок та адитивно виготовлених заготовок із розмірами, максимально наближеними до розмірів деталей. Характерні представники – елементи стійок шасі, кронштейни та ін. з високоміцних алюмінієвих сплавів, титанових сплавів та високолегованих сталей. Для виготовлення використовуються обробні центри з ЧПК.

Більшість деталей, включених у наведений класифікатор, об'єднує наявність криволінійних поверхонь, велика кількість похилих ребер, заокруглень, стінок малої товщини. Існує низка проблем, що впливають на якість і продуктивність виготовлення таких деталей, до яких, зокрема, відносяться:

- вібрації інструменту і деталі під час оброблення, що може призводити до підвищеної шорсткості поверхні;
- деформації деталі під час оброблення, що погіршує розмірну точність деталей, насамперед, тонких полотен та стінок;
- складність базування заготовок у вигляді штамповок, виливків та адитивно виготовлених заготовок, що може призводити до невиправного браку через невідповідність форми та розмірів виготовленої деталі конструкторським вимогам.

До цих складнощів додаються ще й задачі підвищення продуктивності та необхідність забезпечення якості оброблюваних поверхонь, передусім низьку їхню шорсткість. Такі вимоги забезпечуються застосуванням технологій високошвидкісного фрезерування, для яких характерним є поєднання великих швидкостей різання з високими значеннями подач. Проте підвищення технологічних подач оброблення приводить до збільшення інерційних навантажень на устаткування й відповідно до збільшення похибок, у зв'язку із чим ефективність застосування прогресивних режимів оброблення прямо пов'язана з можливістю підвищення точності при подачах, необхідних для високошвидкісного оброблення. Розглянемо тенденції розвитку технології механічного оброблення й систем ЧПК, основні складові похибок оброблення, що є характерними для високошвидкісного фрезерування, та принципи організації керування траєкторними переміщеннями робочих органів верстатів із ЧПК.

1.2 Проблеми й тенденції розвитку технологій механічного оброблення монолітних вузлів літальних апаратів

Протягом останніх 20 років технологія механічного оброблення лезовими інструментами зазнала суттєвих змін. Досягнення в галузі виробництва металорізального інструменту, привідних електродвигунів, електроніки, розвитку інформаційних технологій та обчислювальної техніки дали змогу суттєво підвищити продуктивність механообробного устаткування.

Продуктивність підвищується завдяки скороченню основного часу оброблення й часу допоміжних рухів. Скорочення основного часу здійснюється завдяки реалізації оброблення з високими швидкостями різання, що перевищують традиційні як мінімум у 5–10 разів, і доходять до 5 000–10 000 м/хв [245, 249]. Провідні верстатобудівники проводять роботи з підвищення швидкості різання, і за деякими оцінками можна сподіватися на реалізацію технологічного процесу зі швидкостями до 100 000 м/хв. Підвищення швидкості різання потребує значного підвищення контурної подачі в процесі оброблення. Можна навести такі приклади реалізації високошвидкісного оброблення:

- оброблення деталей аеродинамічних моделей зі сталі 30ХГСА, загартованої до 48 HRC_e, на подачі 2160 мм/хв [215];
- оброблення моноколів авіаційного двигуна на подачі 3 400 мм/хв [252];
- оброблення матриці зі сталі 45, загартованої до 40HRC_e, на подачі 4 000 мм/хв [249];
- оброблення деталей із цинкових сплавів на подачі до 9 000 мм/хв при чорновому обробленні й 10 000 мм/хв при чистовому [178].

Безперервне вдосконалення технології виробництва різального інструменту і шпиндельних вузлів дає змогу стверджувати, що вимога щодо забезпечення керування технологічною системою на базі металорізального верстата з контурною подачею порядку 50–150 м/хв уже стоїть на порядку денному.

Скорочення часу допоміжних рухів забезпечується реалізацією високих подач швидкого ходу. Високі подачі досягаються завдяки застосуванню високомоментних двигунів, підвищенню жорсткості кінематичних ланцюгів верстата під час застосування паралельних кінематичних ланцюгів [25, 216], застосування гідростатичних гвинтових передач, замість кулько-гвинтових [157], застосування лінійних двигунів [178, 238]. За даними публікацій під час застосування схем із кулько-гвинтовими передачами можна реалізувати подачі порядку 30–60 м/хв. Для схем із гідростатичними гвинтовими передачами граничними вважаються подачі 40–120 м/хв, а для лінійних двигунів – 50–360 м/хв.

Найважливішим параметром, що впливає на продуктивність технологічної системи на основі металорізального верстата, є максимальне прискорення робочих органів. Для верстатного устаткування випуску кінця 60-х – початку 70-х років минулого сторіччя граничні прискорення становили 0,10–0,06 м/с², у той час як для сучасних верстатів прискорення близько 2,5 м/с² є звичайними [23, 186]. Сучасні зарубіжні зразки устаткування забезпечують прискорення до 1,4–2 g (14–20 м/с²) [25, 238].

Компанія «Sodick inc.» організувала серійний випуск широкої гама лінійних двигунів із ходом подач від 100 мм до 2220 мм, максимальною швидкістю переміщення робочих органів до 180 м/хв і прискореннями до 20 g (196 м/с²) за точності виконання заданих переміщень, що дорівнює 0,000 1 мм. Для збільшення потужності на один робочий орган допускається встановлення кількох лінійних двигунів, наприклад, привід осі Z електроерозійних прошивальних верстатів «Sodick» [246].

Основна частина верстатного парку із ЧПК підприємств авіабудування сформувалася наприкінці 80-х – на початку 90-х років ХХ сторіччя. Швидкості різання і, отже, продуктивність процесу оброблення, для яких проектувалося це устаткування, були значно нижчими за відповідні параметри сучасних верстатів [63, 139]. Максимальні швидкості переміщення в старих моделях верстатів становлять 2 500–5 000 мм/хв. Проте технологічна подача, необхідна для реалізації високошвидкісного фрезування, залежно від оброблюваного матеріалу й діаметра різального інструмента може становити 600–3 500 мм/хв [215, 252]. Очевидно, існує деяке перекриття між максимальними подачами, реалізованими на старому устаткуванні, і подачами, необхідними для реалізації сучасного процесу високошвидкісного фрезування. Ця обставина дає змогу казати про принципову технічну можливість реалізації сучасних технологій високошвидкісного фрезування на устаткуванні, що є на авіаційних підприємствах під час його модернізації. Виконання глибокої модернізації дає змогу в 2 рази збільшити швидкості подач і в 3–4 рази – частоту обертання шпинделя [239]. Найчастіше модернізація полягає тільки в заміні системи керування на сучаснішу. Багато підприємств у США роблять таку заміну приблизно один раз за 5–7 років. Під час проведення модернізації крім заміни застарілої апаратури на сучаснішу зазвичай ставиться завдання покращання надійності системи ЧПК, підвищення продуктивності устаткування, що модернізується, і точності оброблення на підвищених подачах.

Таким чином, основною тенденцією розвитку технології механічного оброблення монолітних вузлів силової конструкції планера літака є застосування високошвидкісного оброблення, за якого система ЧПК як елемент технологічної системи має забезпечувати:

- реалізацію високошвидкісної технології як за токарного, так і за фрезерного оброблення під час керування головним рухом у діапазоні від 0,1 м/хв до 100 000 м/хв;
- підвищення швидкостей подач робочих органів і забезпечення точності керування рухом робочих органів у діапазоні від 1 мм/хв до 50–150 м/хв;
- підвищення вимог до реалізації величин прискорень робочих органів із можливістю керування в діапазоні від 0,06 g до 20 g.

Під час відновлення верстатного парку механообробних цехів і модернізації наявного верстатного парку авіаційних підприємств перед технологічною наукою постає завдання із забезпечення точності оброблення складних поверхонь монолітних вузлів силової конструкції планера літака за умови значного розширення діапазону кінематичних параметрів реалізованого процесу механічного оброблення.

1.3 Фактори, що впливають на точність оброблення монолітних вузлів на устаткуванні з ЧПК

Якість виготовлення монолітних вузлів силової конструкції планера літака визначається сукупністю властивостей процесу її виготовлення, відповідністю цього процесу та його результатів установленим вимогам. Геометрична точність виготовлення є найважливішою характеристикою якості високотехнологічних машин та авіаційної техніки зокрема. За оцінками фахівців за останні сто років параметри точності виробів посилилися у дві тисячі разів і в найближчому майбутньому будуть посилюватися далі [250].

Тенденцію підвищення точності оброблення кількісно вперше було описано в роботі [176]. Автор поділив усі процеси розмірного оброблення на звичайне, прецизійне й ультрапрецизійне оброблення. Його графіки, що описують зміну точності цих видів оброблення з плином часу (рис. 1.3), згодом наводилися практично у всіх аналітичних статтях, присвячених прогнозуванню розвитку високоточних технологій [256].

Поділ за видами оброблення, прийнятий у роботі [176], багато в чому є умовним. З часом точність, колись досяжна лише в унікальних процесах, стає звичайною в технологіях масового виробництва.

У роботі [115] наведено основні причини підвищення точності оброблення:

- прагнення до усунення підгонки для полегшення складання;
- прагнення до поліпшення взаємозамінності компонентів;
- спрощення контролю якості завдяки можливостям високоточного устаткування і, як наслідок, скорочення браку і доопрацювань;
- зменшення зношення й підвищення втомної довговічності деталей;
- прагнення до мініатюризації і, як наслідок, до підвищення щільності розміщення деталей;
- прагнення до подальшого прогресу в області науки й техніки.

Зараз на провідних авіаційних підприємствах спостерігається тенденція до скорочення довідних операцій у процесі складання [19, 46, 146] і підвищення вимог до точності виготовлення деталей механічним обробленням.

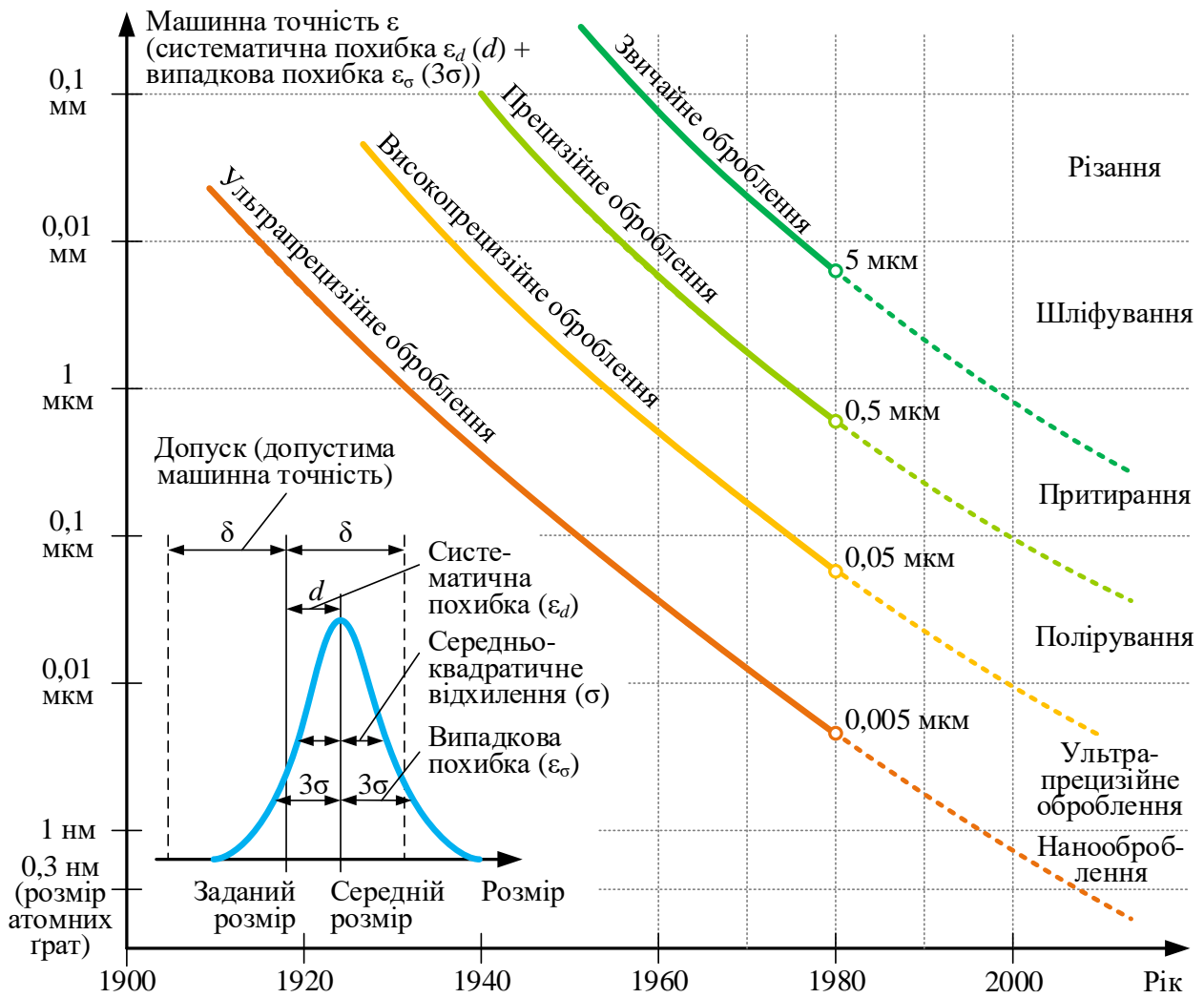


Рисунок 1.3 – Зміння точності оброблення за часом [176]

Наприклад, компанія «Boeing» установила мінімальний позиційний допуск на отвори 0,001 дюйма (поле допуску 0,006 дюйма). Це означає, що точність устаткування з ЧПК має бути в чотири рази вищою за необхідну точність деталі [196]. Устаткування з ЧПК є складною технологічною системою, у якій як єдине ціле взаємодіють і функціонують устаткування, технологічне оснащення, різальний інструмент, пристрої, контрольно-вимірювальні прилади, заготовка й сам процес різання.

Очевидно, що виникнення похибок підготовлюється на різних етапах життєвого циклу технологічної системи, а виявляється на етапі роботи. Водночас частина похибок матеріалізується на етапах виготовлення й налагодження технічних засобів, а частина – у процесі формоутворення деталі. Тому можна стверджувати, що на процес виникнення похибок впливають: виготовлення й налагодження технічних засобів, технологічне середовище й процес роботи системи, що впливає як на середовище, так і безпосередньо на оброблювану деталь.

Сумарна похибка формоутворення складається з первинних похибок. Прикладами первинних похибок можуть бути: геометрична точність металорізального устаткування; пружні деформації технологічних систем; зношення різального інструмента; похибка настроювання різального інструмента тощо [234].

Визначено велику кількість первинних похибок, що діють одночасно. Однак усі вони обумовлені скінченною множиною явищ (або факторів). На основі аналізу фізичних процесів, що відбуваються у технологічних системах, можна включити до цієї множини вихідні геометричні характеристики технологічних систем, а також теплові, силові, кінематичні й зношувальні явища. Ці фактори є джерелами виникнення геометричних похибок, де формувальних сил і внутрішніх напружень, коливань температури, викривлень траєкторій робочих органів систем, зношування й обумовлюють появу підмножин первинних похибок: геометричних (Δ_G), силових (Δ_C), теплових (Δ_T), кінематичних (Δ_K) і зношувальних (Δ_Z).

Усі перелічені первинні похибки, зрештою, матеріалізуються спочатку у вигляді похибок роботи технологічної системи, а потім – у вигляді геометричних відхилень розмірів, форми й взаємного розташування поверхонь оброблюваних деталей. На рисунку 1.4 зображено класифікаційну схему виникнення похибок, що найповніше охоплює причинно-наслідкові зв'язки виникнення похибок, як вивчені, так і ті, яким до певного моменту розвитку технологічної науки не приділялося особливої уваги [250]. Основною метою аналізу точності оброблення на устаткуванні з ЧПК є визначення частки елементарних похибок і розроблення заходів, що дають змогу зменшити вплив домінуючих похибок на точність оброблення. Точність металорізального верстата характеризує, якою мірою ті або інші похибки впливають на точність оброблюваних деталей. Усі види похибок верстата як технологічної системи можна умовно поділити на кілька основних груп [250].

Геометричні похибки характеризують помилки взаємного розташування вузлів верстата й залежать від точності оброблення деталей і складання вузлів верстата. Геометричні похибки верстата варто оцінювати за їхнім впливом на точність взаємного розташування інструмента й оброблюваної деталі в процесі формоутворення її поверхні. Крім геометричної неточності деталей верстата, до геометричних похибок устаткування з ЧПК можна віднести:

- похибки люфтів у кінематичних ланцюгах верстата, не охоплених зворотним зв'язком;
- похибки, що виникають унаслідок періодичної внутрішньокрокової похибки датчиків зворотного зв'язку;
- похибки нерівномірності кроку ходових гвинтів.

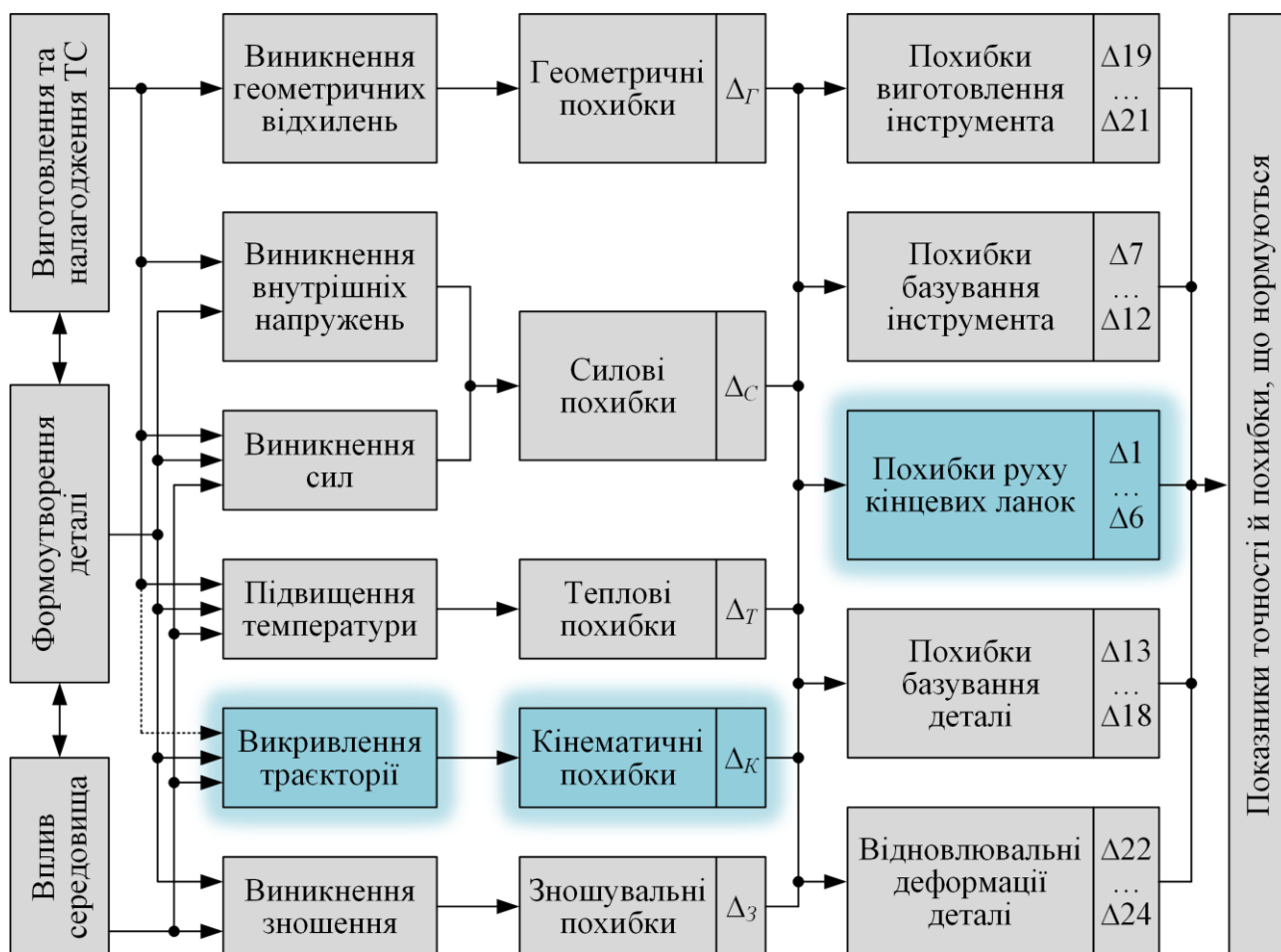


Рисунок 1.4 – Класифікація похибок технологічної системи на базі металорізального верстата з ЧПК

Більша частина геометричних похибок верстата виявляється у вигляді систематичних похибок оброблення. Це дає можливість компенсації похибок, спричинених такими факторами, як геометрична неточність напрямних верстата, крокова похибка ходових гвинтів, крокова похибка датчиків під час застосування відповідних алгоритмів у системі ЧПК.

Силкові похибки (пружні або динамічні) виникають через деформації несної системи верстата й порушують правильність взаємного розташування інструмента й оброблюваної деталі під дією силових факторів.

Найчастіше досліджують такі фактори: пружні деформації елементів технологічної системи, вплив силових факторів на внутрішні напруження оброблюваної деталі [221], вплив змінного припуску на точність фрезерного оброблення складних поверхонь.

Теплові похибки в прецизійних позиційних верстатах суттєво впливають на точність обробленого виробу. Через нерівномірне нагрівання різних місць верстата в процесі роботи змінюється початкова геометрична точність. Найчастіше досліджуються питання змінення похибки під час прогрівання шпинделя.

Зношувальні похибки виникають унаслідок зношення різального інструмента в процесі оброблення. Питання визначення розмірного зношення різального інструмента докладно розглянуто багатьма авторами. Сучасні дослідження в цій сфері спрямовані на розроблення методів визначення оптимальних режимів оброблення з урахуванням деформації й зношення інструмента. Кінематичні похибки впливають на швидкість руху виконавчих органів верстата і є важливими в тих випадках, коли швидкість руху інструмента відносно деталі впливає на формоутворення. Кінематичні похибки у верстатах з ЧПК виникають через:

- похибки інтерполяції;
- похибки апроксимації під час заміни криволінійних траєкторій інструмента на лінійно-кругові ділянки переміщення;
- швидкісну похибку спостережного привода;
- вплив зон нечутливості на початку руху приводів подач;
- похибки, нерівності й змінність коефіцієнтів підсилення приводів подач по різних координатах;
- похибки коливання приводів оброблення, що призводять до погіршення якості через появу нерівномірної хвилі на оброблюваній поверхні;
- динамічні похибки спостережного привода (сталі й перехідні).

Перевірка кінематичної точності верстатів із ЧПК здійснюється за допомогою спеціальних тестів [247]. Більшість тестів дає змогу визначити похибку статичного позиціонування робочих органів, наприклад:

- перевірка точності лінійного позиціонування робочих органів;
- перевірка точності виходу робочих органів у вихідне положення;
- перевірка стабільності виходу робочих органів у задану точку.

Для визначення похибки позиціонування в динаміці руху робочих органів застосовують тестування в режимі виконання типових траєкторій, таких як коло і квадрат [247]. Такі тести застосовують для порівняння кінематичних характеристик точності верстатів із ЧПК. Під час тестування здійснюються:

- перевірка зон нечутливості під час руху робочих органів;
- перевірка відставання у зміщенні робочих органів у разі зміни напрямку руху;
- перевірка точності оброблення кола в режимі кругової інтерполяції.

Під час роботи системи ЧПК у контурному режимі здійснюється одночасне керування декількома осями верстата в режимі спостережного привода. Разом із тим фактична точка позиціонування P_ϕ (рис. 1.5) не збігається із заданою точкою траєкторії переміщення P_3 .

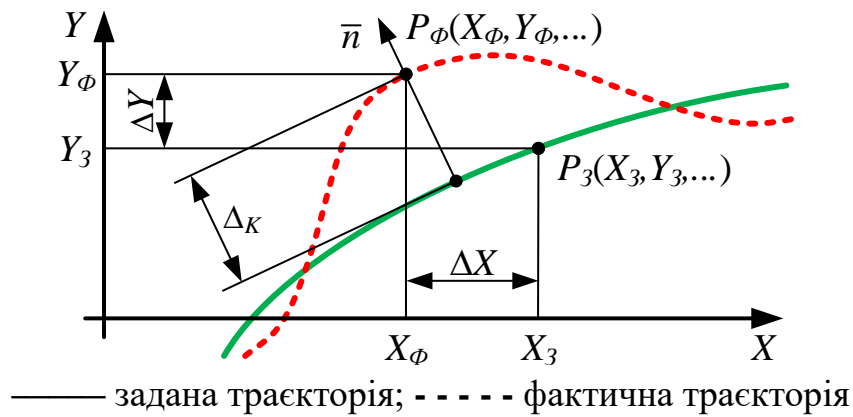


Рисунок 1.5 – Формування кінематичної похибки під час роботи ЧПК у контурному режимі

Невідповідність між проєкціями заданої й фактичної точок на відповідні осі ΔX , ΔY , ΔZ , ..., ΔC називають неузгодженістю. Величини неузгодженості ΔX , ΔY , ΔZ , ..., ΔC залежать від параметрів заданого руху й динамічних характеристик кожного органу верстата і в загальному випадку є функціями часу. Кінематична похибка позиціонування Δ_K відносно контуру оброблення визначається за напрямком вектора нормалі n заданої траєкторії, проведеного через фактичну точку позиціонування P_ϕ , і в загальному вигляді може бути описана виразом

$$\Delta_K(t, P_\phi) = f(\Delta X(t), \Delta Y(t), \dots, \Delta C(t), n(P_\phi)). \quad (1.1)$$

Найчастіше вираз (1.1) розглядають для випадку руху в площині по траєкторії у вигляді прямої лінії або дуги кола. Величину неузгодженості можна використовувати для порівняльного оцінювання точності руху робочих органів.

Під час оброблення контуру, який має довільну геометрію, що є характерним для оброблення складних поверхонь монолітних вузлів силової конструкції планера літака, динаміка руху робочих органів суттєво залежить від геометрії кожної ділянки контуру, його положення в осях координат верстата, а також від величини контурної швидкості (подачі). Останню обставину використовують для забезпечення точності контурного оброблення. Зменшуючи контурну швидкість, зменшують величину динамічної похибки й у такий спосіб зменшують відхилення розмірів на контурі. Зазвичай занижують величину контурної швидкості уздовж усього контуру. Водночас невиправдано знижується продуктивність оброблення. Таким чином, існує суперечність між необхідністю збільшення робочих подач для реалізації режимів високошвидкісного оброблення і необхідністю її зменшення для досягнення заданої точності оброблення. Аналіз похибок оброблення на конкретних верстатах свідчить про домінуюче значення декількох джерел похибок: похибки позиціонування привода подач, геометричні похибки й пружні переміщення

несучої системи. На точність формоутворення деталей зі складним профілем значно впливають похибки позиціонування привода подач [208].

Варто зазначити, що для забезпечення високої якості оброблення зазвичай прагнуть підтримувати постійні режими різання вздовж усієї траєкторії оброблення. Проте навіть під час фрезерування такого простого елемента, як циліндрична бобишка (рис. 1.6, *a*) з постійною контурною швидкістю, органи верстата здійснюють нестационарний рух (рис. 1.6, *б*). Кожен окремий орган верстата функціонує в динамічному режимі зі змінною величиною неузгодженості $\Delta X, \Delta Y, \Delta Z, \dots, \Delta C$.

Під час реалізації високошвидкісного оброблення частка похибки, обумовлена похибкою позиціонування привода подач, помітно збільшується й може становити 50–80 % від загальної похибки оброблення [223]. Тому зниження похибок позиціонування під час керування спостережним приводом є ключовим завданням, від вирішення якого залежить можливість підвищення точності оброблення за підвищення робочих подач.

Можливість зменшення кінематичних похибок, обумовлених похибкою позиціонування привода подач робочого органу, є актуальною темою дослідження для фахівців у таких галузях науки, як математика, інформатика, автоматичні системи керування, технологія машинобудування, технологія авіабудування. Для досягнення цієї мети застосовують різні методи. Можна навести багато робіт сучасних дослідників.

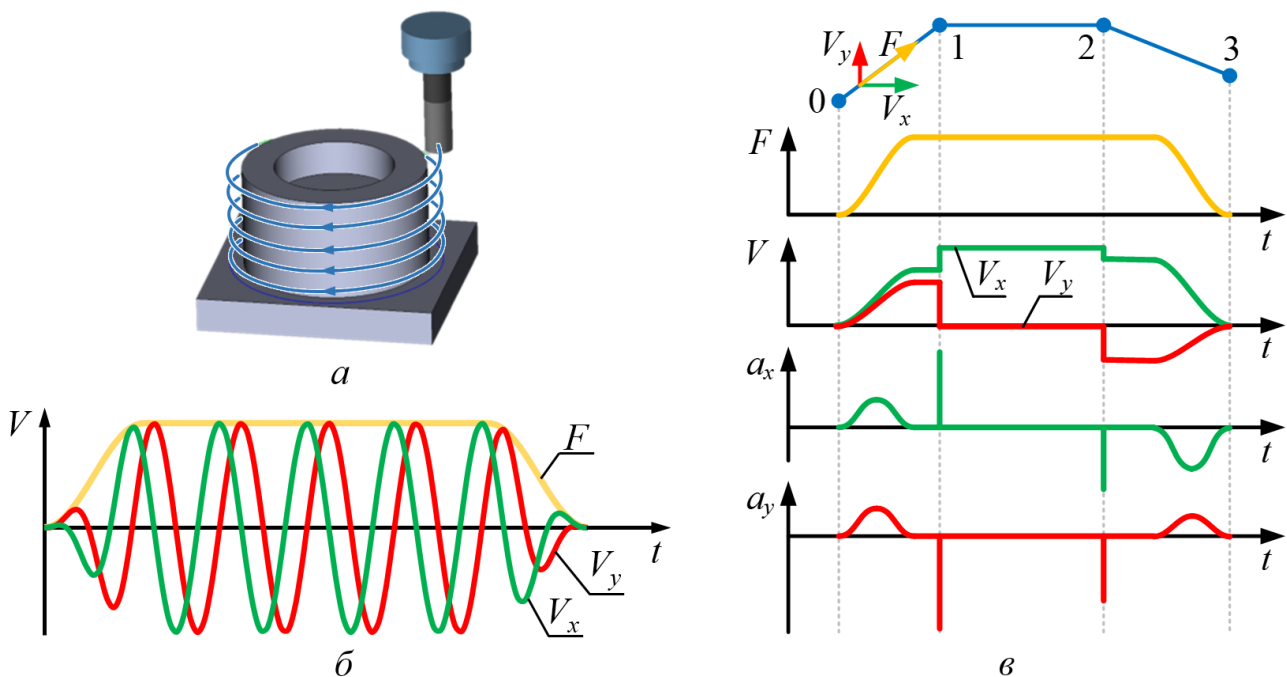


Рисунок 1.6 – Процес фрезерування циліндричної бобишки: *a* – процес фрезерування циліндричної бобишки; *б* – змінення швидкості по осях під час руху по колу; *в* – змінення швидкості та прискорення по осях під час руху по лінії



Рисунок 1.7 – Фактори, що впливають на точність і плавність переміщень

Відомі дослідження можливості підвищення продуктивності оброблення шляхом застосування поліноміальної інтерполяції 2-го і 3-го порядку. Розглядається побудова траєкторії й закону змінення подачі з урахуванням обмежень на величину максимального прискорення й похибку інтерполяції криволінійної траєкторії. Розглядається можливість підвищення точності й максимальних робочих подач намотування виробів із композиційних матеріалів шляхом застосування гладкого задання траєкторій у вигляді сплайнів 3-го порядку й керування з урахуванням заданих величин за швидкістю, прискоренням й ривком. Робляться спроби підвищення точності шляхом застосування регулятора з нечіткою логікою й корекції подач на стадії створення керуючих програм.

Кількість робіт, спрямованих на підвищення точності позиціонування привода подач у контурному режимі, свідчить про актуальність таких досліджень. Результати, досягнуті на сучасному етапі розвитку технологічної науки, потребують постійного вдосконалення через зростаючі потреби практичної технології. Оброблення складних поверхонь монолітних вузлів силової конструкції планера літака характеризується високим ступенем нестационарності руху окремих робочих органів металообробного верстата з ЧПК. У зв'язку з цим кінематична похибка, обумовлена динамічними похибками руху привода подач як

проявом інерційності технологічної системи, становить більшу частину похибки оброблення під час високошвидкісного оброблення.

У згаданих дослідженнях не розглядається невідповідність між дискретним поданням даних у системі ЧПК та інерційністю, безперервністю обробки, що особливо проявляється під час високошвидкісного оброблення. Це обумовлює необхідність проведення аналізу впливу параметрів технологічної системи (рис. 1.7), таких як частота циклу керування, величини технологічних подач, дискретність і розрядність задання кінематичних параметрів руху органів верстата з ЧПК, на точність високошвидкісного оброблення складних поверхонь монолітних вузлів силової конструкції планера літака.

1.4 Тенденції розвитку систем ЧПК металорізальних верстатів в авіаційній промисловості

Основною тенденцією розвитку авіаційного виробництва є активне впровадження CALS-технологій у машинно-орієнтованому виробництві [213, 225, 232, 233]. Застосування CALS-технологій забезпечує надання необхідної управлінської й технологічної інформації в потрібний час, у потрібному вигляді, у конкретному місці життєвого циклу під час виготовлення виробу. Забезпечення ефективного керування й обміну даними, створення й супроводження документації для підтримки життєвого циклу технологічного об'єкта, необхідне для успішного застосування CALS-технологій, є можливим у випадку, коли в загальну інформаційну систему підприємства включено кінцевих споживачів інформації – виконавців на робочих місцях виробничих цехів.

Застосування механообробного устаткування з ЧПК полегшує створення такої системи завдяки наявності засобів обчислювальної техніки в складі системи керування верстатом. Застосування систем ЧПК, створених на базі персонального комп'ютера, дає змогу використовувати поширені технічні й програмні засоби обчислювальної техніки для інтеграції механообробного устаткування в загальнозаводську інформаційну систему [211, 212]. Відносно невисока вартість універсальних обчислювальних систем на базі персонального комп'ютера, достатньо висока надійність і доступність різних комунікаційних технологій визначають тенденцію створення систем керування на базі персонального комп'ютера. Водночас під час розгляду структури системи ЧПК необхідно враховувати, крім традиційного «термінального» завдання ЧПК, виконання ще й «комунікаційного» [229, 241, 248].

Під термінальним завданням розуміють підтримку діалога з оператором, відображення станів системи, редагування й верифікацію керувальних програм.

Під комунікаційним завданням розуміють забезпечення зв'язку з інформаційною системою підприємства – здійснення двостороннього обміну

даними, що є необхідним для організації технологічного процесу на конкретному робочому місці й контролю здійснення виробничого процесу відповідними службами.

Застосування персонального комп'ютера для створення системи ЧПК дає змогу використовувати функції операційної системи, середовища програмування й різні застосування для вирішення термінального й комунікаційного завдань [210, 212, 232]. Використання такого підходу дає змогу значно скоротити витрати на розроблення програмного забезпечення системи ЧПК, підвищити його надійність, виключити витрати на розроблення програм, що повторюють функції і які прекрасно реалізовано в популярних операційних системах і додатках, наприклад, підтримка мережі «Ethernet» у системі Windows або Unix. Тенденція застосування персонального комп'ютера як універсального обчислювального пристрою із широкими комунікаційними можливостями набула відображення в практиці створення систем ЧПК провідними світовими виробниками:

- FANUC Series 30i/31i/32i-model A фірми «FANUC»;
- SINUMERIK 840D/Di фірми «Siemens»;
- iTNC-530 фірми «Hidenhain»;
- MTX advanced фірми «Bosch Rexroth»;
- Mitsubishi M750 фірми «Mitsubishi Electric».

Флагманські моделі систем ЧПК світових виробників мають двокомп'ютерну архітектуру й реалізують нанометричну інтерполяцію й високошвидкісне оброблення, а також, що більшість систем поставляється на зарубіжні ринки з обмеженим набором функціональних можливостей.

У більшості розглянутих систем використовується персональний комп'ютер з операційною системою Windows для виконання термінального й комунікаційного завдань, а керування рухом реалізується спеціалізованими контролерами. Тенденція до створення систем ЧПК на базі персонального комп'ютера є настільки стійкою, що багато авторів пропонують класифікацію таких систем як ознаку нового етапу розвитку систем числового керування металорізальним устаткуванням [209, 248]. Згідно із запропонованою класифікацією розрізняють:

- CNC (Computer Numerical Control) – системи на основі застосування спеціалізованого комп'ютера й програмного забезпечення, що випускаються фірмами з багатою традицією виробництва високоякісної власної мікроелектронної апаратури;
- PCNC-1 (Personal Computer Numerical Control) – системи з персональним комп'ютером як терміналом;

– PCNC-2 – двокомп’ютерний варіант системи ЧПК, де один комп’ютер виконує термінальне й комунікаційне завдання, а інший – завдання керування в реальному часі;

– PCNC-3, де ядро системи реалізовано на окремій платі, що встановлюється в корпусі промислового персонального комп’ютера;

– PCNC-4 – система, особливість якої полягає в тому, що всі завдання керування (геометричне, логічне, термінальне) вирішуються програмним шляхом без будь-якої додаткової апаратної підтримки.

Останній клас систем – PCNC-4 – реалізує ядро реального часу й термінальне завдання на одному комп’ютері. Цей клас є результатом спроби застосувати сучасні багатоядерних ПК. Однак застосування такої архітектури гальмується через недостатність обчислювальної потужності процесора для багатокоординатного оброблення. Вихід полягає у використанні інтелектуального контролера, що встановлюється в слот ПК, для виконання автономно від основного процесора керування з більш дрібними інтервалами часу, що відповідає архітектурі класу PCNC-3. Основою класифікації структурних схем систем керування, зображених на рисунку 1.8, є розподіл завдань керування рухом робочих органів між елементами системи [217].

Згідно із запропонованою класифікацією розрізняють централізовані, децентралізовані й комбіновані системи керування. Централізована система забезпечує найкращу синхронізацію руху різних органів, але має низьку перешкодозахищеність через необхідність застосування довгих сигнальних ліній. Передання інформації про циклічні збільшення положення від блока інтерполяції до блока регулятора відбувається всередині процесорного пристрою й не спричиняє труднощів для функціонування системи.

Децентралізована система забезпечує найкращу перешкодозахищеність при максимальному наближенні сервоконтролерів до привідних двигунів. Однак для децентралізованої системи забезпечення синхронізації руху різних органів пов’язане з певними складнощами. Для передання даних про циклічне збільшення положення й синхронізації системи ЧПК із приводами використовуються різні рішення для організації мережі обміну даними з контролерами привода. Такі мережі, що одержали назву «motion bus», призначено спеціально для керування рухом. Застосовують такі мереживі рішення, як CANBUS, PROFIBUS, SERCOS-II, SERCOS-III, Ethernet Power Link, EtherCAT, Mechatrolink III та інші, розроблені фірмами-виробниками систем ЧПК для своїх виробів [217]. Наведені схеми організації зв’язку між ЧПК й цифровим приводом демонструють наявність «обмеженого» каналу обміну даними між блоком інтерполяції й блоком виконання руху.

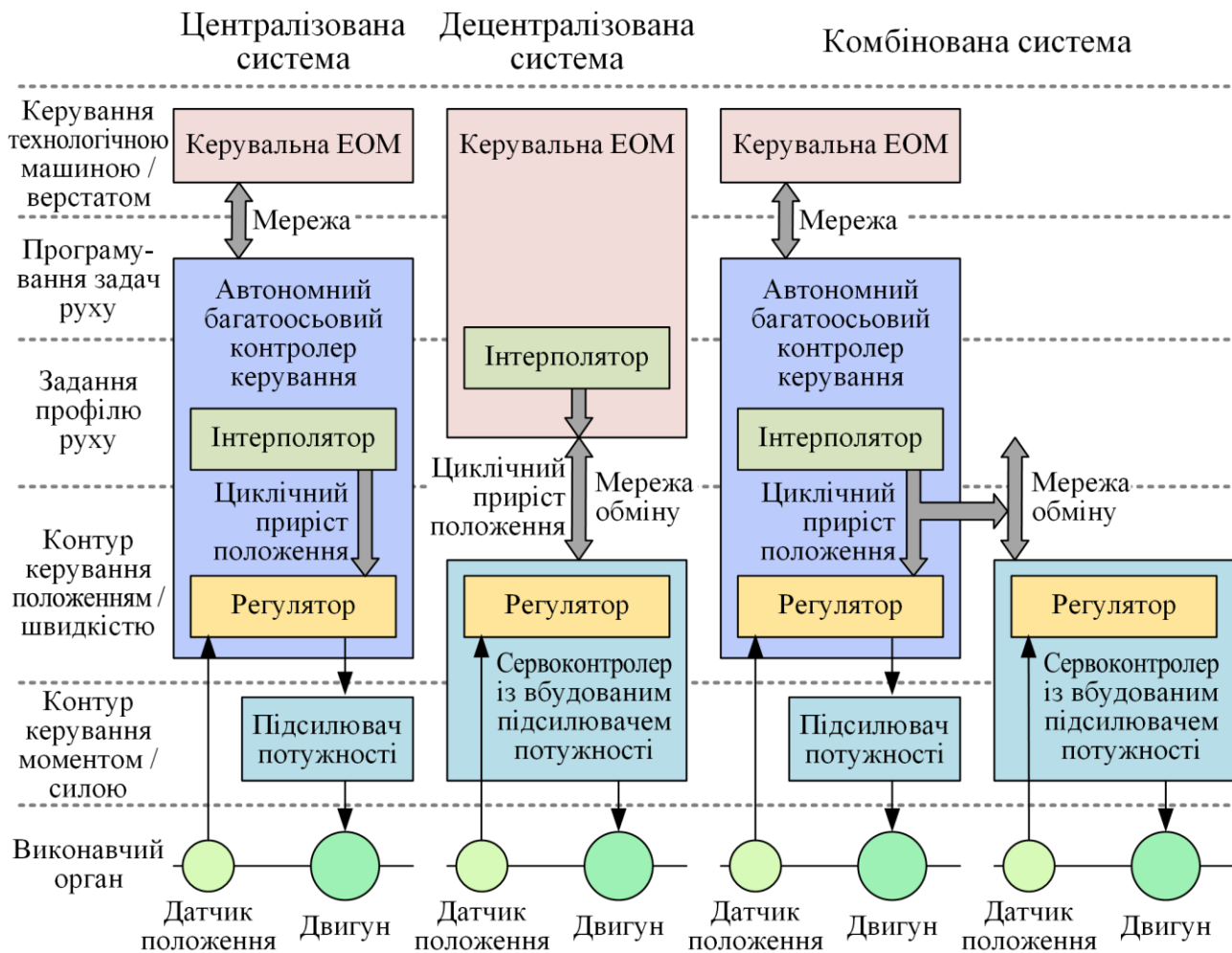


Рисунок 1.8 – Структурні схеми систем керування рухом робочих органів

Застосування комбінованої системи є компромісом. Однак такий компроміс допускає застосування уніфікації інформаційного обміну між підсистемою інтерполяції й підсистемою спостережного привода з орієнтацією на застосування мережевого обміну із зовнішніми контролерами руху [226]. Це також допускає застосування «обмеженого» каналу обміну даними між блоком інтерполяції й блоком виконання руху. Створення розподіленої системи керування на базі персонального комп'ютера з «обмеженим» каналом обміну даними між блоком інтерполяції й блоком виконання руху є основною тенденцією розвитку систем ЧПК металорізальних верстатів. Цю тенденцію необхідно враховувати з огляду на можливість забезпечення інформаційного обміну й організації регулювання положення під час створення моделі керування устаткуванням за високошвидкісного оброблення.

Характерною рисою деталей силового набору планера літака порівняно із силовими каркасами загальномашинобудівних виробів є складність просторової геометрії цих деталей, що забезпечують, крім передання силових потоків, ще й функцію формування аеродинамічних форм планера. Для таких деталей

характерним є плавне змінення просторових форм. Традиційно для оброблення таких деталей застосовують контурні системи.

Контурні системи у своєму розвитку пройшли кілька етапів. За способом організації керування положенням робочих органів розрізняють фазові, імпульсні й кодові контурні системи. Нині контурні системи будуються за кодовим принципом з використанням мікропроцесорних пристроїв або обчислювальної машини (персонального комп'ютера), що перетворюють програму, написану мовою користувача, на програму мови машини для керування положенням робочих органів і електроавтоматикою верстата.

2 МЕТОД ВІРТУАЛЬНОГО БАЗУВАННЯ ПІД ЧАС ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ

В огляді сучасних технологій виготовлення структурних елементів літаків [107] відзначається, що для підвищення їхньої продуктивності та економічної ефективності суттєве значення має адаптивне механічне оброблення. До пов'язаних із ним задач, насамперед, належить задача побудови траєкторії інструменту відповідно до фактичного положення заготовки [132]. Це особливо важливо для заготовок, максимально наближених за розмірами до кінцевих деталей. Адаптація програм ЧПК оброблення, побудованих у системі координат САД-моделі, до реального положення заготовки на програмному рівні компенсує похибки базування. Перевагами такого підходу є зменшення або повне усунення браку, пов'язаного з похибками базування деталей, підвищення точності деталей та суттєве скорочення часу виготовлення та виробничих витрат.

Більшість випадків застосування адаптивного механічного оброблення пов'язана з невизначеністю положення заготовки у системі координат верстата. Такі проблеми зазвичай виникають із великогабаритними виробами на кшталт елементів силового каркасу літаків. Наприклад, фірма «BAE Systems», що є субпідрядником з виробництва багатоцільового винищувача Typhoon, з використанням віртуального базування обробляє штамповані титанові заготовки переднього цільноповоротного горизонтального оперення. Великі габарити та висока пружність заготовки вкрай ускладнювали її точне базування. Впровадження технології віртуального базування дозволило істотно скоротити втрати часу на підготовчі процедури і пов'язаний з цим вимушений простій верстата, а також значно підвищити точність оброблення і зменшити кількість браку [251].

Для таких виробів досягнення правильного розподілу припуску на обробку є основним завданням, яке вимагає тривалих перевірок та регулювання. Значно простіше пристосувати траєкторію інструмента під конкретну технологічну установку, ніж правильно зорієнтувати положення заготовки, щоб забезпечити необхідний технологічний припуск. Для цього попередньо необхідно визначити реальну форму та положення заготовки та сумістити її з САД-моделлю деталі. Після визначення розбіжностей в розташуванні початку координат та напрямку осей САД-моделі та верстата, програма ЧПК обробки, яка зазвичай формується в системі координат САД-моделі, може бути програмно переналаштована в систему координат верстата. У цьому процесі САД-модель розташовується усередині заготовки у віртуальному цифровому просторі. Саме у цьому сенсі до такого процесу використовується термін «віртуальне базування», бо сама заготовка встановлюється на столі верстата за матеріальними технологічними базами.

2.1 Проблема віртуального базування під час виготовлення деталей з високоточних заготовок

Задачу віртуального базування у загальному вигляді можна описати у такий спосіб [28]:

– сформовано геометричні дані щодо форми та розташування заготовки у системі координат верстата (найчастіше у вигляді хмари точок, отриманих за допомогою вимірювань за допомогою контактних координатно-вимірювальних пристроїв або лазерного 3D-сканування);

– є доступною твердотільна САД-модель деталі, яка має бути виготовлена з наявної заготовки;

– сформульовано цільову функцію, яка в певний спосіб гарантує приблизну рівномірність припуску на оброблення (найчастіше мінімізує максимальну величину припуску), без створення нестачі матеріалу в жодному місці заготовки;

– задачею віртуального базування є встановлення таких параметрів розміщення САД-моделі деталі (координат центра та кутів повороту системи координат модулів у системі координат верстата) усередині хмари точок вимірювання, які, в ідеалі, забезпечують глобальний оптимум цільової функції.

Задача суміщення геометричних об'єктів (хмар точок, поверхонь) виникають у багатьох випадках: задачах комп'ютерного зору, зшивки зображень, отриманих із різних камер або під різними кутами за 3D-сканування, контролі поверхонь складної форми, комп'ютерній анімації та ін. Кожна з цих задач має свою специфіку, що призводить до розбіжностей навіть на етапі постановки задачі під час формулювання цільової функції оптимізації. Тим не менш з урахуванням певних обмежень до них можуть бути застосовані загальні методи оперування масивами геометричної інформації.

Серед таких методів виділяється ітераційний алгоритм найближчих точок (далі – ІСР), запропонований Беслі і Маккеєм у роботі [22]. Критерієм оптимального взаємного розташування геометричних об'єктів у цьому методі є мінімізація суми квадратів відстаней між їхніми елементами (відстаней між точками, точками та кривими, точками та поверхнями та ін.). Стосовно до суміщення двох хмар точок $T = \{\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_N\}$ та $S = \{s_1, s_2, \dots, s_N\}$ у скінченно-вимірному дійсному просторі \mathcal{R}^m ІСР алгоритм містить чотири етапи.

1. Пошук пари τ_j з хмари T для кожної з точок s_i хмари S з умови:

$$F(\tau) = \|\tau_j - s_i\|, \quad (2.1)$$

$$(\tau) = \underset{s_i \in S, \tau_j \in T}{\operatorname{argmin}} F(\tau). \quad (2.2)$$

2. Визначення вектора зміщення \mathbf{t} та матриці повороту \mathbf{R} для переміщення трансформованої хмари точок S виходячи з умови:

$$\mathfrak{Z}(\mathbf{R}, \mathbf{t}) = \sum_{i=1}^N \|(R\mathbf{s}_i + \mathbf{t}) - \tau_i\|^2, \quad (2.3)$$

$$(\mathbf{R}, \mathbf{t}) = \underset{\mathbf{R} \in SO(3), \mathbf{t} \in \mathbb{R}^3}{\operatorname{argmin}} \mathfrak{Z}(\mathbf{R}, \mathbf{t}). \quad (2.4)$$

3. Перетворення трансформованої хмари точок $S = \{s_1, s_2, \dots, s_N\}$ за допомогою визначеної матриці повороту \mathbf{R} та вектора зміщення \mathbf{t} в нову хмару точок

$$s_i = \mathbf{R}s_i + \mathbf{t}. \quad (2.5)$$

4. Повторення усього ітераційного процесу алгоритму доти, поки $\mathfrak{Z}(\mathbf{R}, \mathbf{t}) \geq \varepsilon$, де на кожній наступній ітерації як трансформована хмара точок використовується та, яка отримана на попередньому етапі.

У роботі [26] було розглянуто модифікації ICP алгоритму для випадків, коли геометричні дані задано у вигляді: набору лінійних сегментів (поліліній); неявних кривих $\vec{g}(x, y, z) = 0$; параметричних кривих $(x(u), y(u), z(u))$; набору трикутників (фасеточних поверхонь); неявних поверхонь $g(x, y, z)$; параметричних поверхонь $(x(u, v), y(u, v), z(u, v))$.

У роботі [91] відзначається, що за результатами числових експериментів зазвичай спостерігається швидка збіжність алгоритму на кількох перших ітераціях, яка сповільнюється, коли розв'язок наближається до локального мінімуму. Але навіть при сповільненні збіжності у проміжку від 30 ітерації до 50 ітерації середня квадратична помилка складає $\sim 0,1\%$ від габариту моделі.

Недоліком методу ICP є те, що функціонал, мінімізація якого проводиться під час пошуку розв'язку, може мати багато локальних мінімумів [26], що інколи призводить до неможливості отримання коректного результату. Характерний приклад такого випадку подано в роботі [91] (рис. 2.1). У наведеному на рисунку випадку алгоритм потрапляє у «пастку локального мінімуму», що не дозволяє отримати задовільний результат. Тому для надійного отримання розв'язку мають бути вжиті заходи для уникнення таких ситуацій. На практиці це зазвичай потребує, щоб перед застосуванням методу ICP порівнювані поверхні були розташовані достатньо близько одна від одної. Для цього потрібно деяке попереднє оброблення даних.

У роботі [73] як початкове розташування трансформованого об'єкта було запропоновано суміщення центрів ваги об'єктів, що суміщаються (поверхонь чи кривих з одиничною густиною та точок з одиничною масою) та відзначалося, що такий підхід дозволяє несуттєво скоротити кількість ітерацій, необхідних для пошуку розв'язку.

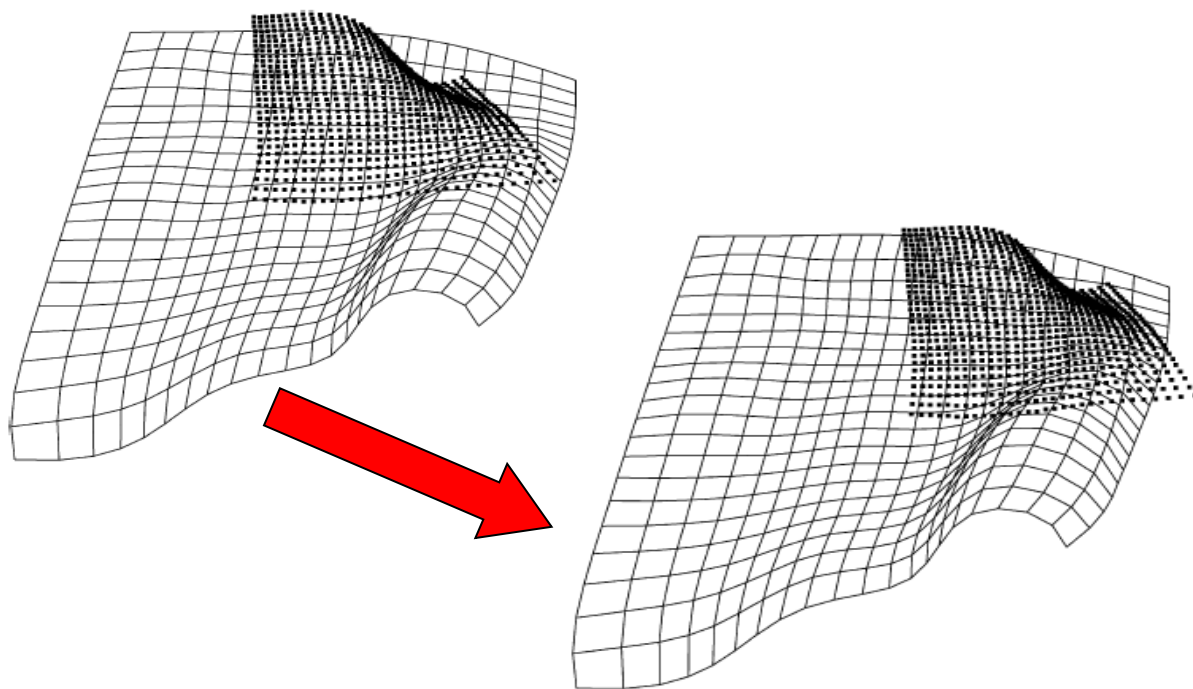


Рисунок 2.1 – Приклад некоректного розв’язку задачі суміщення хмари точок та проєктної поверхні під час застосування методу ICP [91] (показане початкове та кінцеве розташування хмари точок відносно проєктної поверхні)

Хорн у роботах [73, 74] розглядав випадок суміщення однакових хмар точок заданих у різних системах координат. У роботі [73] для пошуку оптимального повороту для суміщення хмар використовувався одиничний кватерніон, у роботі [74] для цього використовувався більш розповсюджений підхід з використанням ортонормованих матриць. В обох випадках розв’язання задачі потребувало оперування з матрицею M

$$M = \begin{bmatrix} S_{xx} & S_{xy} & S_{xz} \\ S_{yx} & S_{yy} & S_{yz} \\ S_{zx} & S_{zy} & S_{zz} \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

де $S_{xx} = \sum_{i=1}^N x_{r,i}x_{l,i}$, $S_{xy} = \sum_{i=1}^N x_{r,i}y_{l,i}$ і т. д., а індекси r та l позначають «ліву» та «праву» системи координат, у яких розглядається хмара точок.

У роботах [73, 74] показано, що запропонований в них підхід забезпечує визначення кута повороту для суміщення хмар точок. Аналогічний підхід може бути використано в задачах віртуального базування. Він може бути ефективно застосований у випадках, коли форма заготовки відносно форми деталі є близькою до еквідистанти, але не є універсальним, бо не враховує усіх обмежень задачі віртуального базування.

Деякі дослідники для пошуку глобального мінімуму використовували декілька різних випадкових початкових вибірок із хмари точок, отриманих шляхом 3D-сканування [138]. Відомі також інші методи щодо вирішення цієї проблеми: використання на першій ітерації матриці \mathbf{R} виходячи з апріорного знання положення різного набору даних [30]; модифікації ICP алгоритму для пошуку кращого початкового перетворення [24, 47, 187] та ін.

Наприклад, алгоритм Generalized-ICP [160, 161], використовуючи ймовірнісну структуру для визначення функції помилки, відбирає точки з суцільних і гладких ділянок поверхонь і поєднує ділянки поверхонь, що містять дані точки, що в результаті покращує продуктивність і точність отриманого розв'язку.

Також відомі модифікації алгоритму ICP, які використовують глобальні контрольні точки, розраховані як середні значення за координатами [154], або особливі точки, отримані на основі кутів повороту (Bearing Angle Image) [101], застосування яких під час обчислень не вимагає завдання початкових наближень для матриці повороту і вектора зміщення, тим самим дозволяючи уникнути потрапляння в локальний мінімум, потребує меншої кількості ітерацій на суміщення хмар точок і виконується швидше порівняно з базовим алгоритмом. Обсяг обчислень за алгоритмом ICP залежить від часу визначення найближчих точок і часу знаходження параметрів перетворення, тому в гіршому випадку вона становить $O(N_s \times N_t)$ для N точок із хмар S і T , тобто складає $O(N^2)$ за однакової кількості точок у хмарах, що суміщаються.

Така особливість викликала появу модифікацій алгоритму, пов'язаних зі зменшенням кількості точок для суміщення з відповідною хмарою точок чи поверхнею. Найчастіше використовуваним підходом є впорядкування точок цільової хмари за допомогою геометричної інтерпретації бінарного дерева $k-d$ дерева [21]. Застосування такого підходу дозволяє шляхом сегментації точок за індексами суттєво скоротити кількість варіантів під час пошуку найближчої точки з трансформованої хмари так, що кількість варіантів, що підлягає розгляду становить $O(N_s \times \log N_t)$.

У роботі [126] подано прискорений $k-d$ алгоритм, що використовує ітераційну моду ICP, кешуючи покажчики на сегменти з дерева, що містять найближчі точки. Оскільки кількість перетворень зменшується від ітерації до ітерації, загальна кількість операцій з деревом різко знижується. За твердженнями авторів отриманий варіант ICP є приблизно на 50 % швидшим, ніж звичайний $k-d$ ICP алгоритм. Дослідження в напрямку подальшого покращення швидкості $k-d$ ICP алгоритму не припиняються, а огляд деяких результатів цих робіт наведено в роботі [50].

Крім алгоритмів ICP, було запропоновано кілька абсолютно інших методів. У роботі [131] досліджувався заснований на порівняннях отриманих поверхонь з номінальними даними або для прямого порівняння різних сканованих поверхонь із використанням алгоритму, заснованому на розширеній гаусівській кривизні, і метод порівняння характеристик, заснованих на сукупній нормальній орієнтації. У роботі [91] задача суміщення тривимірних об'єктів розглядалась з погляду рішень системи нелінійних поліноміальних рівнянь, яка може бути розв'язана за допомогою ICP алгоритму. Водночас як критерії оцінювання сумісно використовувалась гаусівська та середня кривизна. Ефективність підходу демонструється результатами розв'язання тестової задачі (рис. 2.2), для якої ICP алгоритм виявився неефективним.

Недоліком ICP методів стосовно до задачі віртуального базування є застосування критерію мінімізації середнього значення квадрату відстані між хмарою точок вимірювання та проєктною поверхнею. За такого критерію алгоритм не чутливий до того, де саме відносно CAD-поверхні знаходиться точки з трансформованої хмари – усередині чи ззовні CAD-моделі.

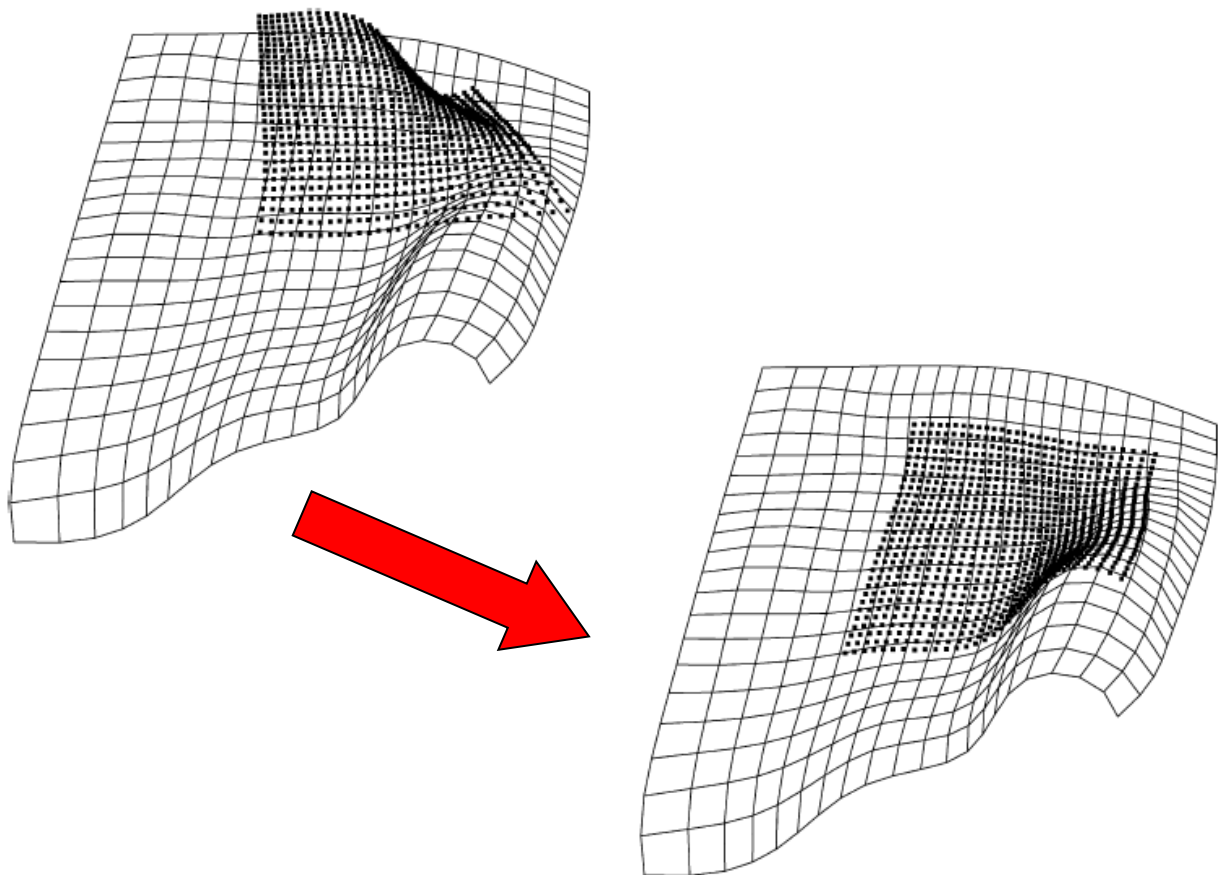


Рисунок 2.2. – Приклад некоректного розв'язку задачі суміщення хмари точок та проєктної поверхні під час застосування критеріїв гаусової та середньої кривизни [91] (показане початкове та кінцеве розташування хмари точок відносно проєктної поверхні)

У той же час для задач віртуального базування обмеження щодо зон розтушування хмари точок вимірювання є критичними. Під час застосування ефективних критеріїв оцінювання щодо зон, заборонених для розміщення трансформованих точок, розв'язок, подібний наведеному на рисунку 2.1, є неможливим. Вочевидь ситуацію не може змінити використання для визначення відстані інших норм, нечутливих до взаємного розташування точок, наприклад, манхеттенської $d(x, y) = \sum_{i=1}^N |x_i - y_i|$, яка застосовувалась у деяких роботах, присвячених модифікації алгоритму ICP з метою прискорення збіжності [121].

Це саме стосується інших подібних робіт, наприклад, Чжу [1, 204] де було введено модифікацію функцію відстані від точки до поверхні і досліджувались властивості комплексної помилки поверхні. У роботі [200] Сюй зі співавторами намагалися використовувати метод поділу з використанням багатовимірних поліномів Бернштейна для обчислення точкової проєкції на поверхні вільної форми. Більш детально останні дослідження у цьому напрямі було розглянуто в роботі [132].

З погляду задачі віртуального базування може бути перспективним застосування методу множників Лагранжа, використаний Саном у роботі [174] під час розгляду задачі базування поверхні вільної форми. Крім того, варто виділити роботи Шатлена [27, 28], у яких замість традиційної, особливо для ICP алгоритмів, середнього значення квадрата відстані запропоновано мінімізувати функціонал

$$U = \max[d_i] + U_P, \quad (2.7)$$

де d_i – відстань між точкою з хмари, отриманої вимірюванням до поверхні CAD-моделі; U_P – штрафна функція, наприклад $U_P = \sum_{i=1}^N 1 \times 10^{(c+b\omega_i)} \times [d_{0i}^2]$.

За відповідного вибору коефіцієнтів штрафної функції вона набуває властивостей, які дозволяють «виштовхувати» точки з хмари назовні області CAD-моделі. У роботах [27, 28] було продемонстровано ефективність використання цільової функції (2.7) у задачах віртуального базування деталей складної форми.

З наведеного огляду робіт у тій чи іншій мірі присвячених віртуальному базуванню можна побачити, що у більшості випадків ця задача зводиться до задачі нелінійної оптимізації, а параметри геометричного перетворення часто виводяться на основі критеріїв найменших квадратів відстані. За такого підходу важко врахувати особливості задачі віртуального базування з погляду наявності зони, забороненої для розміщення точок вимірювання.

Порівняно з цими методами методи засновані на мінімізації максимального припуску дають можливість віртуального базування довільно орієнтованих заготовок складної форми. У той же час у відомих роботах не

сформовано обґрунтований підхід до формування штрафних функцій, які використовуються під час запису цільової функції. Таким чином задача віртуального базування об'єктів складної форми на основі сумісного використання САД-моделі і геометричної інформації, отриманої під час вимірювання заготовки, як і раніше залишається складним актуальним завданням.

2.2 Визначення попереднього розташування САД-моделі в заготовці з формою, наближеною до форми деталі

Задачу встановлення стартового розташування в постановці, наближеній до підходу, застосованого Хорном [74], розглядалася в роботах [231, 240]. Розглядалася задача суміщення двох однакових хмар точок, одна з яких отримана з іншої шляхом трансляції та повороту (рис. 2.3). Положення точок першої хмари в системі координат задано радіус-векторами $\{r_i\}$, положення другої хмари радіус-векторами $\{r_{i'}\}$. Водночас відповідно до способу отримання другої хмари точок $r_{i'} = R(r_i) + r_0$, де r_0 – вектор трансляції, а R – матриця повороту. Задача суміщення хмар точок зводиться до визначення r_0 та R .

Для цього будемо використовувати умову

$$\sum_{i=1}^N \|r_{ii'}\|^2 \rightarrow \min, \quad (2.8)$$

де $r_{ii'} = r_i - r_{i'}$.

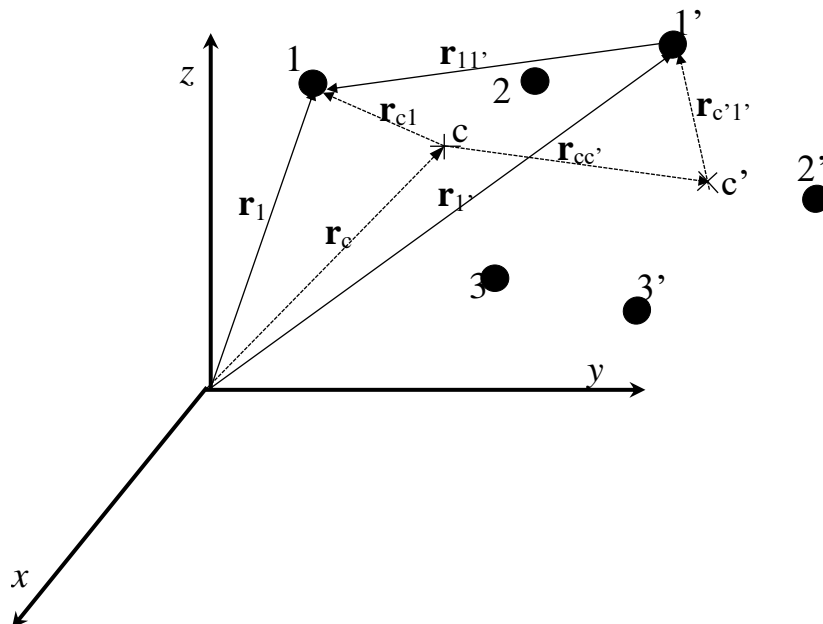


Рисунок 2.3 – Схема задачі суміщення двох хмар точок, одна з котрих отримана шляхом зміщення та повороту іншої

Радіус-вектори центроїдів для обох хмар точок можна записати як:

$$\mathbf{r}_c = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{r}_i, \quad \mathbf{r}_{c'} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{i'}, \quad (2.9)$$

що дозволяє переписати (2.8) у вигляді

$$\sum_{i=1}^N \|\mathbf{r}_{ci} - (\mathbf{r}_{cc'} + \mathbf{r}_{c'i'})\|^2 \rightarrow \min. \quad (2.10)$$

Зважаючи на те, що $\sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{ci} = 0$ та $\sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{c'i'} = 0$ (2.10) може бути записано як:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^N \|\mathbf{r}_{ci} - (\mathbf{r}_{cc'} + \mathbf{r}_{c'i'})\|^2 &= 2 \sum_{i=1}^N \|\mathbf{r}_{ci}\|^2 - \\ - 2\mathbf{r}_{cc'} \sum_{i=1}^N (\mathbf{r}_{ci} - \mathbf{r}_{c'i'}) &- 2 \sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{ci} \mathbf{r}_{c'i'} + N \sum_{i=1}^N \|\mathbf{r}_{cc'}\|^2 \rightarrow \min. \end{aligned} \quad (2.11)$$

Перший доданок у (2.11) є константою, другий тотожно дорівнює нулю, а третій не може бути від'ємним. Тоді мінімум виразу (2.11) забезпечується за умов, коли $\sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{ci} \mathbf{r}_{c'i'}$ досягає максимального значення, а $\|\mathbf{r}_{cc'}\|^2 \equiv 0$. Остання виконується при співпадінні центроїдів хмар точок. Тоді задача їхнього суміщення зводиться до пошуку матриці повороту R , яка забезпечує умову

$$\sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{ci} \mathbf{r}_{c'i'} = \sum_{i=1}^N \mathbf{r}_{ci} R(\mathbf{r}_{ci}) \rightarrow \max. \quad (2.12)$$

Вираз (2.12) становить суму скалярних добутків радіус-векторів точок початкової та трансформованої хмари та досягає максимуму за умови, коли косинуси кутів між ними стають рівними одиниці, тобто коли ці вектори стають попарно колінеарними. Ця умова виконується за співпадання систем координат, які жорстко пов'язані з цими хмарами, та однозначно задаються координатами вхідних точок. Такими системами координат вочевидь є головні центральні осі інерції хмар точок.

Отже, для задачі суміщення хмар точок, одна із яких отримана з іншої шляхом зміщення та повороту, описана послідовність дає практично точний розв'язок. Обчислювальні похибки можуть призвести до необхідності здійснення ще однієї ітерації з аналогічною послідовністю дій: суміщення центроїдів та розворот до суміщення головних центральних осей інерції.

Здійснюючи межовий перехід для випадку тривимірного тіла для визначення початкового розташування САД-моделі всередині заготовки, заданої хмарою точок, отриманих за допомогою тривимірного сканування. По-перше зауважимо, що у більшості випадків варто розглядати не задачу віртуального базування деталі кінцевої форми, а розташування всередині заготовки деталі з припуском на оброблення. Це дозволить виключити похибки, пов'язані з випадками, коли заготовка має суттєву розбіжність у припусках на різних ділянках. Тоді для початкового розташування деталі можна встановити таку послідовність дій.

1. Сумістити центроїди тонких оболонок, що співпадають з поверхнями заготовки та деталі з припуском на оброблення. У випадку, коли поверхня заготовки задана хмарою сканованих точок, вона має розглядатися як фасеточна поверхня з трикутників, вершини яких є сканованими точками.

2. Сумістити головні центральні осі інерції тонких оболонок, що співпадають із поверхнями заготовки та деталі з припуском на оброблення. Водночас вочевидь мають суміщуватися осі, відносно яких ці моменти є максимальними та мінімальними.

Як приклад наведемо результат розв'язання тестової задачі, розглянутої в роботі [231]. Як заготовку для деталі було взято штамповку з припусками на оброблення. CAD-модель заготовки було зсунуто за двома осями та повернуто відносно системи координат деталі (рис. 2.4).

Початкове розміщення проводилось не для кінцевої деталі, а для заготовки після першого проходу контурного чорнового оброблення з заповненими отворами. На першому кроці було проведено суміщення розрахованих центроїдів тонких оболонок, що співпадали з зовнішніми поверхнями для деталі з припуском на оброблення та заготовки.

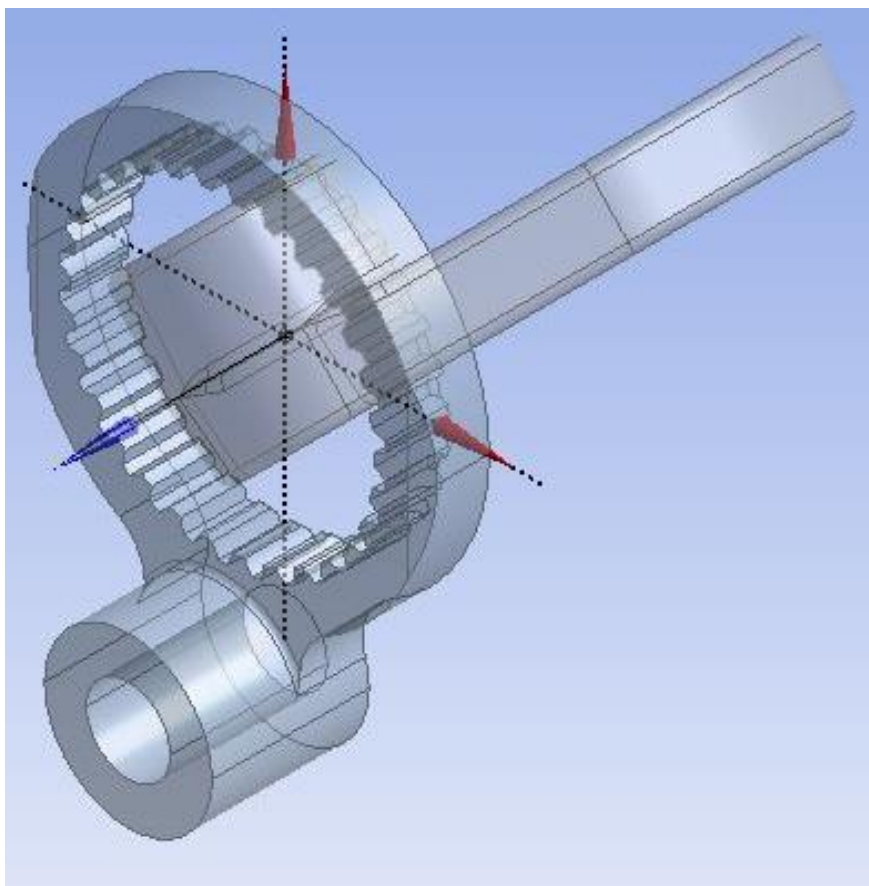


Рисунок 2.4 – Початкове розташування CAD-моделей заготовки та деталі в тестовій задачі

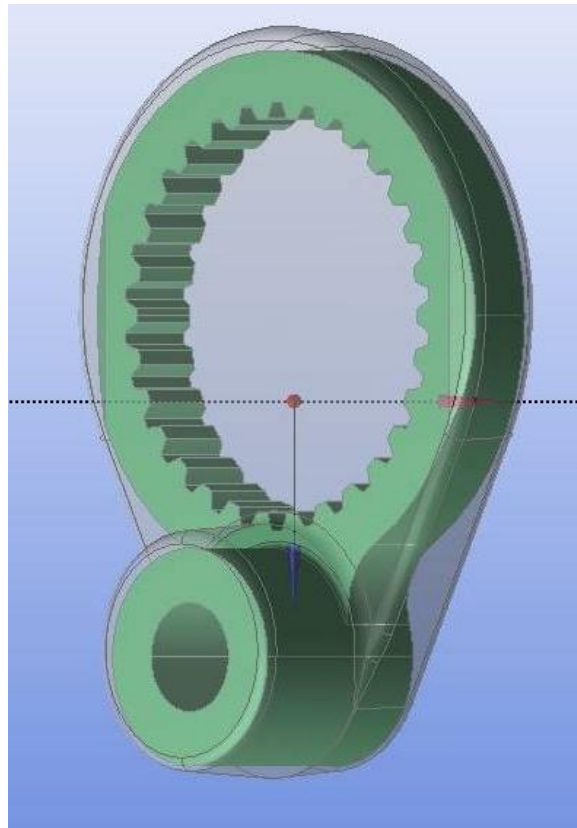


Рисунок 2.5 – CAD-моделі заготовки та деталі після суміщення головних центральних осей інерції

Повторний розрахунок координат центроїдів після виконаного зсуву показав їхню розбіжність за однією з координат. Після контрольного розрахунку розбіжність між центроїдами складала менш ніж 10^{-6} мм за кожною з координат.

Після цього було розраховано компоненти тензорів інерції оболонок, обчислено напрямні вектори головних центральних осей інерції та здійснено повороти CAD-моделі деталі за описаною послідовністю (рис. 2.5).

У результаті CAD-модель деталі була повністю занурена всередину заготовки. Таким чином, було підтверджено можливість застосування запропонованого алгоритму для визначення стартового розташування при віртуальному базуванні. Зазначимо, що у випадку, коли припуск на оброблення є близьким до рівномірного, описаний метод дозволяє реалізувати віртуальне базування за один етап.

2.3 Формулювання задачі віртуального базування на основі методу *phi*-функцій

Будемо розглядати алгоритм віртуального базування деталей для деталей простої геометричної форми. Для цього будемо застосовувати модернізований алгоритм дисперсного компонування, описаний в роботах [167, 168, 219]. Будемо вважати, що деталь, яка підлягає розташуванню в середині заготовки, задана

тривимірним об'єктом T_q , який може бути побудований із геометричних примітивів із використанням булевих операцій. Деякі з таких примітивів (призми, піраміди, усічені піраміди, кругові циліндри, конуси, усічені конуси), позначені як T_i^q , $i = 1, \dots, n_q$, показані на рисунку 2.6, а, а приклади складених об'єктів, тобто $T_q = \bigcup_{i=1}^{n_q} T_i^q$, на рисунку 2.6, б.

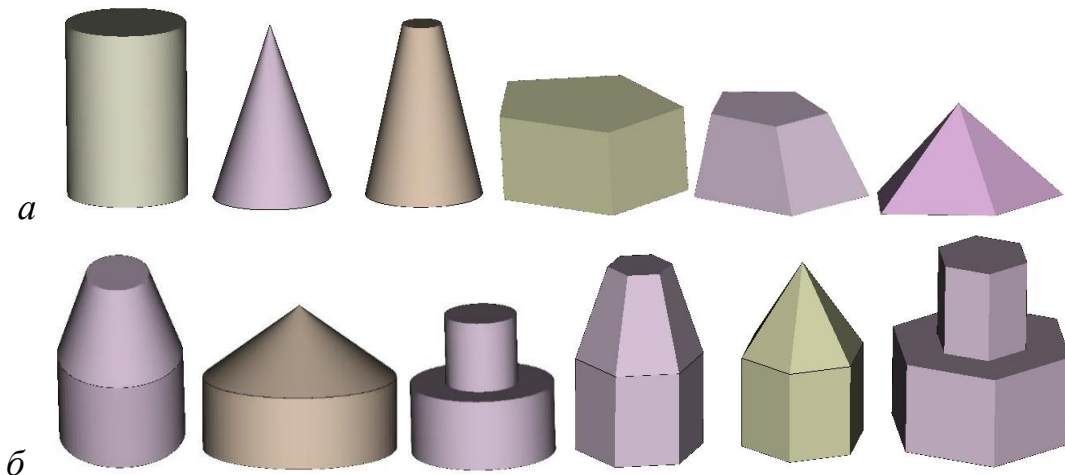


Рисунок 2.6 – Об'єкти розміщення [167, 219]:

а – основні об'єкти; б – складені об'єкти

Зі свого боку, заготовка, у якій необхідно віртуально розмістити деталь, становить багатогранник T_g , вершинами якого є точки з хмари, отриманої тривимірним скануванням. Розташування та орієнтація об'єкта T_q визначаються вектором $u_q = (v_q, \theta_q)$ параметрів розміщення у фіксованій системі координат $OXYZ$. Тут $v_q = (x_q, y_q, z_q)$ є вектором зміщення, а $\theta_q = (\theta_q^1, \theta_q^2, \theta_q^3)$ становить вектор кутових параметрів, де θ_q^1 , θ_q^2 , θ_q^3 є кутами повороту від осі OX_q до OY_q , від OY_q до OZ_q та від OX_q до OZ_q відносно нерухомої системи координат, заданої головними центральними осями об'єкта T_g .

Об'єкт T_q , повернутий на кути θ_q^1 , θ_q^2 , θ_q^3 і трансльований вектором v_q , позначається $T_q(u_q) = \{\tilde{p} \in \mathbb{R}^3: \tilde{p} = v_q + M(\theta_q) \cdot (p)^T, \forall p \in T_q\}$, де $p = (x_q, y_q, z_q)$, $T_q = T_q(0,0,0,0)$ відповідає нетрансльованому та неповернутому об'єкту і $M(\theta_q) = M_3(\theta_q^3) \cdot M_2(\theta_q^2) \cdot M_1(\theta_q^1)$ є матрицею обертання вигляду [167]:

$$M_1(\theta_q) = \begin{pmatrix} \cos \theta_q^1 & -\sin \theta_q^1 & 0 \\ \sin \theta_q^1 & \cos \theta_q^1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad M_2(\theta_q) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta_q^2 & -\sin \theta_q^2 \\ 0 & \sin \theta_q^2 & \cos \theta_q^2 \end{pmatrix},$$

$$M_3(\theta_q) = \begin{pmatrix} \cos \theta_q^3 & 0 & \sin \theta_q^3 \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_q^3 & 0 & \cos \theta_q^3 \end{pmatrix}.$$

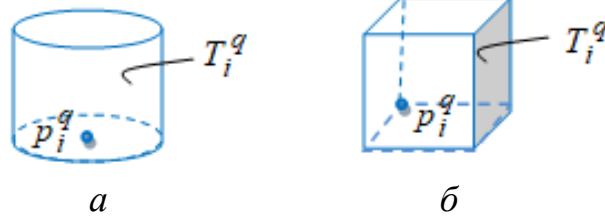


Рисунок 2.7 – Основний опуклий об’єкт та його опорна точка [167, 219]:
a – кругла нижня основа; *б* – багатокутна нижня основа

Для руху у вигляді жорсткої системи всі основні опуклі об’єкти, що утворюють складену форму, повинні мати однаковий кут обертання та вектор трансляції. Отже, кожен T_i^q має ті самі параметри розміщення $u_q = (v_q, \theta_q)$, що і складений об’єкт T_q .

Запишемо дані про форму застосовуваних опуклих об’єктів. Нехай $p_i^q = (x_i^q, y_i^q, z_i^q)$ буде опорною точкою основного об’єкта $T_i^q \subset T_q$: центральна точка для кругової нижньої основи (рис. 2.7, *a*) або довільна вершина для полігональної нижньої основи (рис. 2.7, *б*). Далі використовується позначення $\tilde{p}_i^q = (\tilde{x}_i^q, \tilde{y}_i^q, \tilde{z}_i^q) = v_q + M(\theta_q) \cdot (p_i^q)^T$, де $v_q \in \mathbb{R}^3$ є вектором трансляції складеного об’єкта T_q , а $M(\theta_q)$ матрицею його обертання.

Прикладами таких об’єктів можуть бути [167, 219]:

– круговий циліндр $C_i^q(u_q)$, що має висоту h_i^q та круглу основу, відцентровану в точці \tilde{p}_i^q , та має радіус r_i^q :

$$C_i^q = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \begin{array}{l} (r_i^q)^2 - (x - \tilde{x}_i^q)^2 - (y - \tilde{y}_i^q)^2, \\ z - \tilde{z}_i^q, -z + \tilde{z}_i^q + h_i^q \end{array} \right\} \geq 0 \right\};$$

– круговий конус $\Lambda_i^q(u_q)$, що має висоту h_i^q та круглу основу, відцентровану в точці \tilde{p}_i^q , та має радіус r_i^q :

$$\Lambda_i^q(u_q) = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{(-z + \tilde{z}_i^q + h_i^q) \cdot r_i^q}{h_i^q} - \sqrt{(x - \tilde{x}_i^q)^2 + (y - \tilde{y}_i^q)^2}, \\ z - \tilde{z}_i^q \end{array} \right\} \geq 0 \right\};$$

– усічений конус $\bar{\Lambda}_i^q(u_q)$, що має загальну висоту h_i^q і висоту генеруючого конуса $\bar{h}_i^q \geq h_i^q$, тоді як кругова основа відцентрована в точці \tilde{p}_i^q і має радіус r_i^q :

$$\bar{\Lambda}_i^q(u_q) = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{(-z + \tilde{z}_i^q + \bar{h}_i^q) \cdot r_i^q}{\bar{h}_i^q} - \sqrt{(x - \tilde{x}_i^q)^2 + (y - \tilde{y}_i^q)^2}, \\ z - \tilde{z}_i^q, -z + \tilde{z}_i^q + h_i^q \end{array} \right\} \geq 0 \right\};$$

– опукла призма $\Pi_i^q(u_q)$ висоти h_i^q , що має дві багатокутні основи, знизу і зверху, задані їхніми вершинами $\tilde{V}_i^q = \{\tilde{p}_{ik}^q, k = 1, \dots, m_i^q\}$, $\tilde{p}_{ik}^q = (\tilde{x}_{ik}^q, \tilde{y}_{ik}^q, \tilde{z}_{ik}^q)$,

$\tilde{V}_i^{qh} = \{\tilde{p}_{ik}^{qh}, k = 1, \dots, m_i^q\}$, $\tilde{p}_{ik}^{qh} = (\tilde{x}_{ik}^q, \tilde{y}_{ik}^q, \tilde{z}_{ik}^q + h_i^q)$ відповідно. Позначимо $\tilde{p}_{ik}^q = v_q + A(\theta_q) \cdot (p_{ik}^q)^T$, $p_{ik}^q = (x_{ik}^q, y_{ik}^q, z_{ik}^q) \in T_i^q(0,0,0,0)$, $\tilde{p}_{ik}^q = (\tilde{x}_{ik}^q, \tilde{y}_{ik}^q, \tilde{z}_{ik}^q)$. Тоді

$$P_i^q(u_q) = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \min_{k=1, \dots, l_i^q} \chi_{ik}^q(x, y, z), z - \tilde{z}_i^q, -z + \tilde{z}_i^q + h_i^q \right\} \geq 0 \right\},$$

де $\chi_{ik}^q(x, y, z) = 0$ – нормальне рівняння площини для k -тої бічної грані призми, виведеної базовими вершинами V_i^q і V_i^{hq} ;

– піраміда $P_i^q(u_q)$ висотою h_i^q з багатокутною основою, заданою її вершинами $V_i^q = \{\tilde{p}_{ik}^q, k = 1, \dots, m_i^q\}$:

$$P_i^q(u_q) = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \min_{k=1, \dots, l_i^q} \chi_{ik}^q(x, y, z), z - \tilde{z}_i^q \right\} \geq 0 \right\},$$

де $\chi_k(x, y, z) = 0$ – рівняння площини для k -тої бічної грані піраміди, визначеної вершинами основи V_i^q та точкою $\tilde{p}_i^{qh} = (\tilde{x}_i^q, \tilde{y}_i^q, \tilde{z}_i^q + h_i^q)$;

– усічена піраміда $\bar{P}_i^q(u_q)$ висотою h_i^q та двома багатокутними основами, знизу та зверху, заданими їхніми вершинами $V_i^q = \{\tilde{p}_{ik}^q, k = 1, \dots, m_i^q\}$, $V_i^{qh} = \{\tilde{p}_{ik}^{qh}, k = 1, \dots, m_i^q\}$, $\tilde{p}_{ik}^{qh} = (\tilde{x}_{ik}^q, \tilde{y}_{ik}^q, \tilde{z}_{ik}^q + h_i^q)$:

$$\bar{P}_i^q(u_q) = \left\{ (x, y, z) \in \mathbb{R}^3 \mid \min \left\{ \min_{k=1, \dots, l_i^q} \chi_{ik}^q(x, y, z), z - \tilde{z}_i^q, -z + \tilde{z}_i^q + h_i^q \right\} \geq 0 \right\},$$

де $\chi_k(x, y, z) = 0$ – рівняння площини для k -тої бічної грані піраміди, визначеної базовими вершинами V_i^q і V_i^{hq} .

Для об'єкта T_q дозволяються рухи переміщення та обертання. Позначимо $dist(T_q(u_q), T_g) = \min_{t_q \in T_q(u_q), t_g \in T_g} \|t_q - t_g\|$ евклідову відстань між об'єктами $T_q(u_q)$ і T_g . Позначимо ρ_s мінімум евклідових відстаней між об'єктами $T_q(u_q)$ та T_g , тобто

$$\rho_s = \min\{dist(T_q(u_q), T_g)\}. \quad (2.13)$$

Обмеження дисперсного розміщення можна вказати у формі:

$$dist(T_q(u_q), T_g) \geq \rho_s. \quad (2.14)$$

Тепер можна сформулювати задачу віртуального базування на основі підходу дисперсного компонування. Шукане розташування об'єктів $T_q(u_q)$ та T_g максимізує мінімальну відстань ρ_s між ними, де ρ_s визначається виразом (2.13).

У роботі [167] детально описано математичні інструменти, що використовуються для розв'язання задачі (2.13)–(2.14) та алгоритм пошуку балансного дисперсного компонування.

Для розв'язання цієї задачі запропоновано алгоритм, який розроблено для випадку компонування декількох тіл, для чого формується низка можливих стартових точок, якими задаються об'єкти, що підлягають розміщенню. У випадку віртуального базування стартова точка може бути задана у центрі мас об'єкта T_g та за умови співпадіння головних центральних осей інерції тонких оболонок, що співпадають із поверхнями об'єктів T_g та $T_q(u_q)$.

Розширення початкової точки всередині T_g , до оригінальної деталі заданої форми і розмірів з розв'язанням наступної підпроблеми нелінійного програмування:

$$\max \lambda \text{ за умови } (u, \tau, \lambda) \in W_\lambda, \quad (2.15)$$

$$W_\lambda = \{(u, \tau, \lambda): \Phi'_{qg}(u_q, \tau_{qg}, \lambda) \leq 0\}. \quad (2.16)$$

У задачі (2.15)–(2.16) змінна λ є параметром масштабування кожного об'єкта T_q , $\Phi'_{qg}(u_q, \tau_{qg}, \lambda)$ є квазі *phi*-функцією об'єктів $\lambda T_q(u_q)$ та T_g . Водночас обмеження задачі (2.15)–(2.16) забезпечують розташування масштабованого об'єкта (деталі), що вільно зміщується та обертається всередині об'єкта (заготовки) T_g для змінних параметрів масштабування $0 \leq \lambda \leq 1$.

Далі встановлюється точка $(u^{(2)}, \tau^{(2)}, \lambda^{(2)})$, що забезпечує оптимальне рішення задачі (2.15)–(2.16). Якщо $\lambda^{(2)} = 1$, задача віртуального базування вважається розв'язаною. Якщо $\lambda^{(2)} < 1$, тоді віртуальне базування для об'єктів оригінального розміру неможливо отримати.

Задача віртуального базування в наведеній постановці на відміну від відомих підходів гарантує розташування деталі всередині заготовки на відстані від її поверхні не меншій, ніж величина ρ_s . Ця величина з технологічного погляду становить мінімальну величину припуску на оброблення виходячи з умови видалення поверхневого шару, який може містити певні дефекти, або видалення підвищеної шорсткості.

Водночас задача віртуального базування на основі описаного підходу може бути поширена на випадок, коли заготовка має заборонені зони. Така задача може, наприклад, бути викликана у разі виявлення дефектів (пор чи мікротріщин) заготовки засобами неруйнівного контролю. Розв'язання задачі базування у цьому випадку може спричинити суттєву економію коштів шляхом використання заготовки, яка б у іншому випадку мала б бути відправлена на перероблення.

2.4 Віртуальне базування за допомогою ϕ -функцій для двовимірного випадку

Як показано в роботах [136, 137], для комп'ютерного моделювання задачі контурного фрезерування деталей на верстатах з ЧПК може використовуватись їхнє подання у вигляді ламаних ліній. Для цього плоскі геометричні контури заготовки та деталі задаються двовимірними масивами точок із заданим кроком. Положення заготовки на столі верстата зазвичай визначається за допомогою вбудованих вимірювальних головок, які здатні в автоматизованому режимі визначати координати точок контуру заготовки в системі координат верстата з похибкою до 0,001 мм. На рисунку 2.8 показано контури деталі D і заготовки B , які подані цифровими масивами, що містять координати двох наборів точок $D = \{d_1, d_2, \dots, d_n\}$ і $B = \{b_1, b_2, \dots, b_m\}$. Задачею віртуального базування в цьому випадку є пошук параметрів розміщення, які забезпечують мінімізацію максимального припуску на оброблення (тобто відстані між контурами деталі та заготовки).

Зазначимо, що навіть у такій спрощеній постановці при застосуванні алгоритму, який базується на максимізації відстані Хаусдорфу, у роботі [136] відзначались випадки перетинання контурів деталі і заготовки. Для запобігання таким похибкам віртуальне базування у [136] передбачало остаточне прийняття рішення щодо завершення процедури віртуального базування інженером-технологом. Таким чином, задача віртуального базування при ЧПК обробленні потребує розроблення нових алгоритмів, які б давали змогу здійснювати її без похибок та в автоматичному режимі.

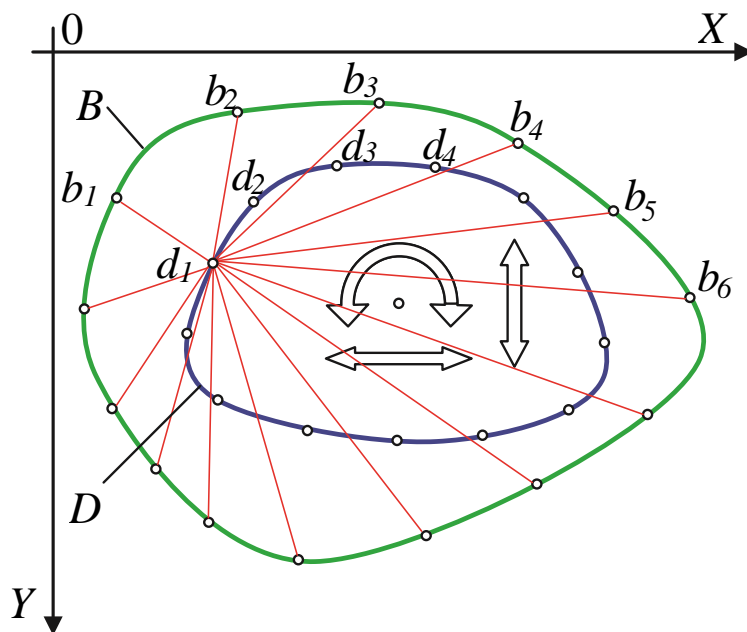


Рисунок 2.8 – Приклад віртуального базування за контурного фрезерування [136]: D – контур деталі, B – контур заготовки

Покажемо, як для цього може бути застосовано підхід, який використовує метод *phi*-функцій [172, 235, 20].

Нехай область розміщення (заготовка) $B \subset \mathbf{R}^2$ є фіксованою обмеженою опуклою багатокутною областю, яку задано вершинами $u_k = (x'_k, y'_k)$, $k = 1, \dots, n$, і $B = \{(x, y): \varphi_k(x, y) \geq 0, k = 1, \dots, n\}$, де $\varphi_k(x, y) = \alpha_k x - \beta_k y + \gamma_k$,

$$\alpha_k = (y'_{k+1} - y'_k) / \sqrt{(x'_{k+1} - x'_k)^2 + (y'_{k+1} - y'_k)^2},$$

$$\beta_k = (x'_{k+1} - x'_k) / \sqrt{(x'_{k+1} - x'_k)^2 + (y'_{k+1} - y'_k)^2},$$

$\alpha_k^2 + \beta_k^2 = 1$, $\gamma_k = -\alpha_k x'_k - \beta_k y'_k$, $k = 1, \dots, n$, за умови $u_{n+1} = u_1$.

Нехай об'єкт розміщення (деталь) $D \subset \mathbf{R}^2$ є опуклим багатокутником, заданим вершинами $\tilde{v}_i = (\tilde{x}_i, \tilde{y}_i)$, $i = 1, \dots, m$.

Розміщення об'єкта D у просторі \mathbf{R}^2 визначається змінним вектором його параметрів розміщення (x_d, y_d, θ) . Трансляція D на вектор $v_d = (x_d, y_d) \in \mathbf{R}^2$ і обертання D на кут $\theta \in [0, 2\pi)$ визначається як

$$D(v_d, \theta) = \{t \in \mathbf{R}^2: t = v_d + M(\theta)\tilde{t}, \forall \tilde{t} \in D(0,0,0)\},$$

де $D(0,0,0)$ позначає не трансльований і неповернутий багатокутник D і

$$M(\theta) = \begin{pmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix}.$$

Таким чином кожна точка $\tilde{t} = (\tilde{x}, \tilde{y}) \in D(0,0,0)$ у локальній системі координат об'єкта D перетворюється на точку $t = (x, y)$ у такий спосіб:

$$x = \tilde{x} \cdot \cos \theta - \tilde{y} \cdot \sin \theta + x_d, \quad y = \tilde{x} \cdot \sin \theta + \tilde{y} \cdot \cos \theta + y_d.$$

Задача віртуального базування формулюється у такий спосіб: розмістити заданий об'єкт D повністю всередині фіксованої багатокутної області B з максимізацією евклідової відстані між об'єктом D і межею B .

Позначимо евклідову відстань між об'єктом D і межею B як ρ , тобто $\rho = \text{dist}(D, B^*) = \min_{d \in D, b \in B^*} \|d - b\|$, $B^* = \mathbf{R}^2 \setminus B$. Тому задача розміщення спрямована на пошук вектора (x_d, y_d, θ) , забезпечивши максимальне значення ρ .

У термінах *phi*-функцій [172, 235, 20] сформулюємо задачу віртуального базування як задачу нелінійного програмування

$$\max \rho \text{ за умови } (v_d, \theta, \rho) \in W, \quad (2.17)$$

де

$$W = \{(v_d, \theta, \rho) \in \mathbf{R}^4: \Phi^{B^*D}(v_d, \theta) \geq \rho\}, \quad (2.18)$$

$$\rho \geq 0. \quad (2.19)$$

У моделі (2.17)–(2.19) $(v_d, \theta, \rho) = (x_d, y_d, \theta, \rho)$ є вектором змінних, $\Phi^{B^*D}(v_d, \theta)$ є нормалізованою *phi*-функцією для об'єктів $D(v_d, \theta)$ і B^* визначається в такій формі:

$$\Phi^{B^*D}(v_d, \theta) = \min_{k=1, \dots, n, i=1, \dots, m} \varphi_k(x_{di}, y_{di}), \quad (2.20)$$

де

$$\begin{aligned} \varphi_k(x_{di}, y_{di}) &= \alpha_k x_{di} - \beta_k y_{di} + \gamma_k, \\ x_{di} &= \tilde{x}_{di} \cdot \cos \theta - \tilde{y}_{di} \cdot \sin \theta + x_d, \\ y_{di} &= \tilde{x}_{di} \cdot \sin \theta + \tilde{y}_{di} \cdot \cos \theta + y_d. \end{aligned}$$

Модель (2.17)–(2.19) з урахуванням (2.20) можна переписати в еквівалентній формі:

$$\max \rho \quad (2.21)$$

за умови

$$\begin{aligned} \alpha_k(\tilde{x}_{di} \cdot \cos \theta - \tilde{y}_{di} \cdot \sin \theta + x_d) - \\ - \beta_k(\tilde{x}_{di} \cdot \sin \theta + \tilde{y}_{di} \cdot \cos \theta + y_d) + \gamma_k - \rho \geq 0, \end{aligned} \quad (2.22)$$

для

$$k = 1, \dots, n, i = 1, \dots, m, \rho \geq 0. \quad (2.23)$$

Тому змінну ρ можна розглядати як $\rho = \min_{i=1, \dots, m, k=1, \dots, n} \varphi_k(x_{di}, y_{di})$.

Алгоритм розв'язання задачі віртуального базування складається з трьох основних етапів.

Етап 1. Побудова множини допустимих стартових точок задачі (2.21)–(2.23).

Етап 2. Пошук локально-оптимального максимуму задачі (2.21)–(2.23) за допомогою ІРОРТ для кожної стартової точки, яку знайдено на етапі 1.

Етап 3. Вибір найкращого локального оптимального розв'язку із знайдених на етапі 2.

Розглянемо детально евристичний алгоритм для пошуку допустимої точки задачі (2.21)–(2.23).

Крок 1. Генеруємо точку $v_d^0 = (x_d^0, y_d^0) \in B$ випадковим чином.

Крок 2. Генеруємо кут повороту $\theta^0 \in [0, 2\pi]$ випадковим чином.

Крок 3. Розв'язуємо таку задачу нелінійного програмування, починаючи з точки (x_d^0, y_d^0, θ^0) :

$$\max \mu \quad (2.24)$$

за умови

$$\alpha_k(\mu(\tilde{x}_{di} \cdot \cos \theta + \tilde{y}_{di} \cdot \sin \theta) + x_d) - \beta_k(\mu(-\tilde{x}_{di} \cdot \sin \theta + \tilde{y}_{di} \cdot \cos \theta) + y_d) + \gamma_k \geq 0, \quad (2.25)$$

для

$$k = 1, \dots, n, i = 1, \dots, m, 0 \leq \mu \leq 1. \quad (2.26)$$

У моделі (2.24)–(2.26) (v_d, θ, μ) є вектором змінних.

Крок 4. Якщо $\mu^* < 1$ є розв'язком задачі (2.24)–(2.26), тоді переходимо до кроку 1, інакше ($\mu^* = 1$) беремо точку (v_d^*, θ^*) як допустиму стартову точку задачі (2.21)–(2.23).

Далі наведено результати розв'язання тестових задач, які виконані за наведеним вище алгоритмом [230]. Усі числові експерименти проводили на комп'ютері AMD FX(tm)-6100, 3,30 ГГц, мова програмування C++, Windows 10. Для локальної оптимізації в задачі нелінійного програмування використано відкритий код IPOPT [194].

Приклад 1. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 10\} = \{(48, 146), (46, 155), (44, 162), (40, 164), (33, 163), (26, 160), (24, 155), (25, 150), (32, 145), (39, 144)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 10\} = \{(43.2, 131.4), (41.4, 139.5), (39.6, 145.8), (36.0, 147.6), (29.7, 146.7), (23.4, 144.0), (21.6, 139.5), (22.5, 135.0), (28.8, 130.5), (35.1, 129.6)\}$.

Локально-оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 0.9469$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (3.645778, 15.392939, 0.0)$ отримано за 0.094 с (3 ітерації). Відповідне локально-оптимальне розміщення наведено на рисунку 2.9, а.

Приклад 2. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 10\} = \{(48, 146), (46, 155), (44, 162), (40, 164), (33, 163), (26, 160), (24, 155), (25, 150), (32, 145), (39, 144)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 10\} = \{(40.8, -124.1), (39.1, -131.75), (37.4, -137.7), (34.0, -139.4), (28.05, -138.55), (22.1, -136.0), (20.4, -131.75), (21.25, -127.5), (27.2, -123.25), (33.15, -122.4)\}$.

Локально-оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 0.429455$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (-60.768\ 149, 62.430\ 262, -4.189\ 957)$ отримано за 0.188 с (7 ітерацій). Відповідне локально-оптимальне розміщення наведено на рисунку 2.9, б.

Приклад 3. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 17\} = \{(87, 152), (83, 153), (78, 154), (72, 154), (68, 153), (66, 152), (63, 149), (62, 147), (61.5, 145), (61, 137), (63, 133), (65, 130), (70, 129), (76, 130), (80, 132), (84, 139), (86, 146)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 10\} = \{(48, 146), (46, 155), (44, 162), (40, 164), (33, 163), (26, 160), (24, 155), (25, 150), (32, 145), (39, 144)\}$.

Локально-оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 0.882078$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (190.297\ 898, 35.869\ 992, -11.498\ 256)$ отримано за 2.265 с (7 ітерацій). Відповідне локально-оптимальне розміщення наведено на рисунку 2.9, в.

Приклад 4. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 17\} = \{(87, 152), (83, 153), (78, 154), (72, 154), (68, 153), (66, 152), (63, 149), (62, 147), (61.5, 145), (61, 137), (63, 133), (65, 130), (70, 129), (76, 130), (80, 132), (84, 139), (86, 146)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 10\} = \{(48, -146), (46, -155), (44, -162), (40, -164), (33, -163), (26, -160), (24, -155), (25, -150), (32, -145), (39, -144)\}$.

Локально-оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 0.661594$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (177.293\ 139, 23.874\ 649, -2.654\ 040)$ отримано за 0.265 с (5 ітерацій). Відповідне локально-оптимальне розміщення наведено на рисунку 2.9, з.

Приклад 5. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 10\} = \{(48, 146), (46, 155), (44, 162), (40, 164), (33, 163), (26, 160), (24, 155), (25, 150), (32, 145), (39, 144)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 17\} = \{(60.9, 106.4), (58.1, 107.1), (54.6, 107.8), (50.4, 107.8), (47.6, 107.1), (46.2, 106.4), (44.1, 104.3), (43.4, 102.9), (43.05, 101.5), (42.7, 95.9), (44.1, 93.1), (45.5, 91.0), (49.0, 90.3), (53.2, 91.0), (56.0, 92.4), (58.8, 97.3), (60.2, 102.2)\}$.

Локально-оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 1.081789$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (-75.330\ 592, 163.346\ 680, -32.596\ 205)$ отримано за 0.279 с (7 ітерацій). Відповідне локально-оптимальне розміщення наведено на рисунку 2.9, д.

Приклад 6. Область $B: \{(x'_k, y'_k), k = 1, \dots, n = 10\} = \{(48, 146), (46, 155), (44, 162), (40, 164), (33, 163), (26, 160), (24, 155), (25, 150), (32, 145), (39, 144)\}$.

Об'єкт $D: \{(x_{di}, y_{di}), i = 1, \dots, m = 17\} = \{(60.9, -106.4), (58.1, -107.1), (54.6, -107.8), (50.4, -107.8), (47.6, -107.1), (46.2, -106.4), (44.1, -104.3), (43.4, -102.9), (43.05, -101.5), (42.7, -95.9), (44.1, -93.1), (45.5, -91.0), (49.0, -90.3), (53.2, -91.0), (56.0, -92.4), (58.8, -97.3), (60.2, -102.2)\}$.

Локальний оптимальний розв'язок, знайдений за описаним алгоритмом, $\rho^* = 0.671111$, $(x_d^*, y_d^*, \theta^*) = (105.414\ 125, 65.179\ 839, 3.323\ 901)$ отримано за 0.094 с (1 ітерація). Відповідне розміщення наведено на рисунку 2.9, е.

Отримані результати показують, що використання методу *phi*-функцій є перспективним для розв'язання задач віртуального базування. Його основною перевагою над існуючими алгоритмами є унеможливлення виникнення помилкових розв'язків з перетинанням поверхонь заготовки та деталі. Такі похибки під час проведення базування без участі оператора неминуче призведуть до виникнення виробничого браку.

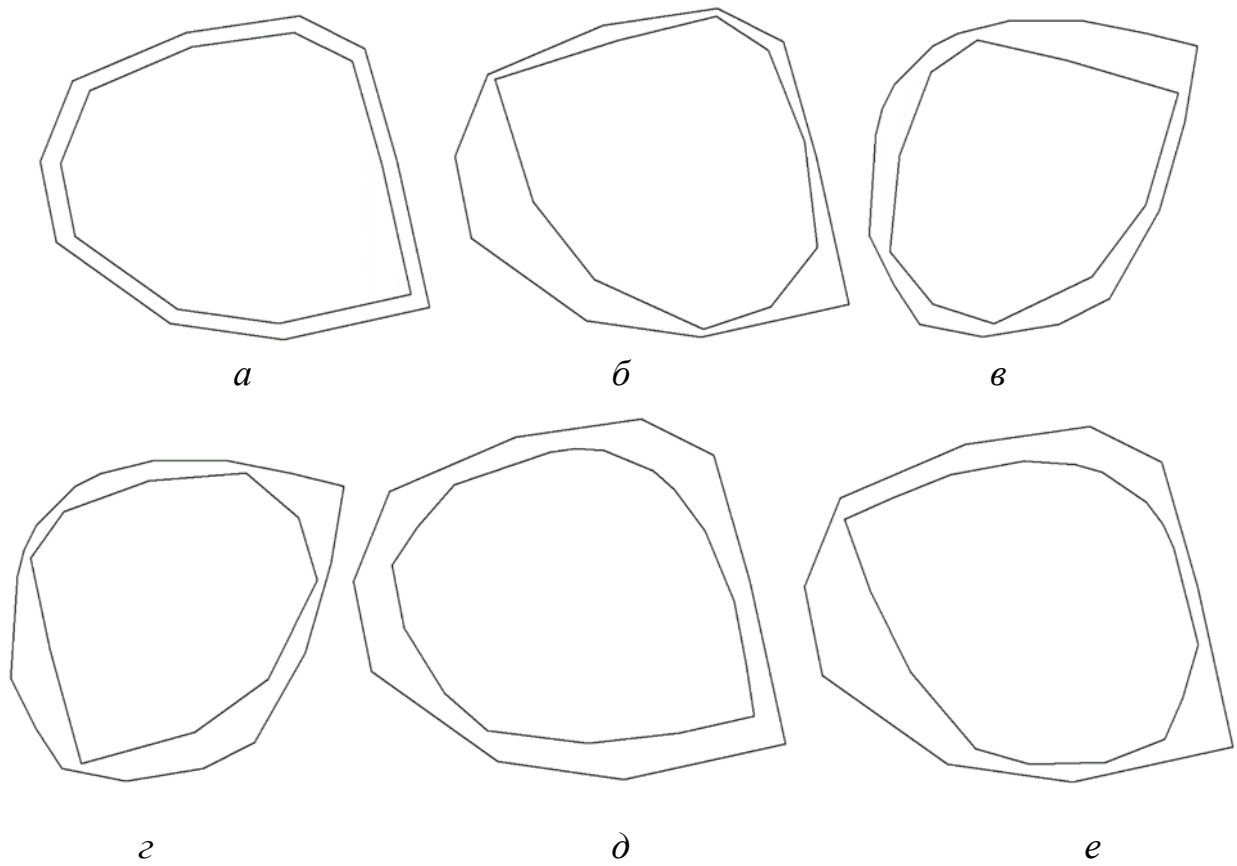


Рисунок 2.9 – Локально-оптимальне розміщення: *a* – приклад 1; *б* – приклад 2; *в* – приклад 3; *г* – приклад 4; *д* – приклад 5; *е* – приклад 6

Для задачі віртуального базування у двовимірній постановці для випадку, коли деталь та заготовка є опуклими багатокутниками для тестових задач, час розв'язання не перевищував 2.5 с, що цілком відповідає вимогам промислового використання запропонованого методу віртуального базування.

3 ВИЗНАЧЕННЯ ДЕФОРМАЦІЇ ТА ВЛАСНИХ КОЛИВАНЬ ЗАГОТОВОК ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ

Відмінною рисою типових монолітних деталей, що використовуються в конструкціях сучасних літаків, є складність просторових форм й великий обсяг механічного оброблення. Намагання підвищити частку використаного матеріалу приводить до використання заготовок із формою та розмірами, наближеними до кінцевих деталей.

Проблеми, що виникають під час фрезерування тонкостінних деталей, так чи інакше пов'язані з малою згинальною жорсткістю елементів, які обробляються та поділяються на дві основні категорії: статичні та динамічні. Статичні виникають у результаті вигину деталі від зусиль, викликаних дією ріжучого інструменту, внаслідок чого реальний контур поверхні відрізняється від контуру, який мала б залишити фреза. Отримані у такий спосіб відхилення зазвичай важко усунути. Динамічні проблеми оброблення тонкостінних деталей полягають у наявності низьких власних частот коливань та їхнього щільного спектра і, як наслідок, появі вібрацій при збігу власних частот із частотами коливань збурюючих сил, які виникають під час фрезерування. Вібрації призводять до збільшення шорсткості деталі, зносу інструменту і навіть до виходу з ладу деталей верстатів [164, 179].

Підходи до вирішення таких проблем прийнято ділити на дві групи [40]: промислові підходи – розроблення спеціальних систем затискачів [95], демпферів, онлайн-моніторинг якості, тощо [61]; модельні підходи – модифікація траєкторій різального інструменту, швидкість подачі, глибини різання тощо на основі попереднього моделювання [92]. Модельні підходи, подані в більшості досліджень [38, 39, 142, 195, 202], так чи інакше включають САЕ-моделювання, які базуються на методі скінченних елементів (далі – МСЕ). Наразі цей метод є найпоширенішим завдяки своїй універсальності. Однак його використання передбачає проведення трудомісткого дослідження точності та збіжності чисельного рішення. Аналітичні методи позбавлені цього недоліку, але їх використання обмежується областями простої форми з ідеальними граничними умовами [184, 175]. Основний недолік таких рішень полягає в тому, що ідеалізація граничних умов призводить до підвищення або жорсткості границі, або її податливості, а це може суттєво вплинути на кінцевий результат.

Розв'язки, отримані нижче, враховують умови пружної взаємодії елементів тонкостінних деталей, залишаючись аналітичними. Цього вдалось досягти завдяки використанню методу ідентифікації крайових умов (далі – МКУ). Це метод був аносований С. Халіловим [254] та апробований на задачах стійкості тонкостінних силових конструкцій [227] і задачах статичного деформування

[255]. Реалізація методу виконується в три етапи [15, 23]: декомпозиції конструкції на окремі елементи і виділенні одного елемента, який необхідно дослідити; визначення умов пружної взаємодії виділеного елемента з рештою системи; розв'язку потрібної задачі для окремого елемента з урахуванням пружного обпирання по границі.

3.1 Розрахункова схема та навантаження

Під час фрезерування неминуче виникають сили взаємодії між ріжучими кромками фрези та заготовкою, яка обробляється. Залежно від того, що розглядається, використовуються проєкції цих сил або на осі полярної системи координат, пов'язаної з фрезою, або на осі декартової системи координат, пов'язаної з деталлю (рис. 3.1). Перерахунок компонент одних навантажень через інші виконується за допомогою матриці повороту

$$\begin{Bmatrix} q_z \\ q_x \\ q_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \beta & \sin \beta & 0 \\ -\sin \beta & \cos \beta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_r \\ q_t \\ q_a \end{Bmatrix},$$

де β – кут між віссю z та радіусом, проведеним із вершини зуба до осі фрези.

Величини та розподіл цих зусиль залежать від багатьох факторів: конфігурації фрези, режиму різання, механічних характеристик заготовки тощо. Під час оброблення тонкостінних деталей визначення зусиль ускладнюється ще й тим, що воно залежить від припуску, який так само залежить від прогину деталі, а прогин, знову ж таки, залежить від зусилля. Для вирішення цієї складної залежності використовуються ітераційні підходи з залученням МСЕ або експерименту [144, 59, 90, 142, 195, 237].

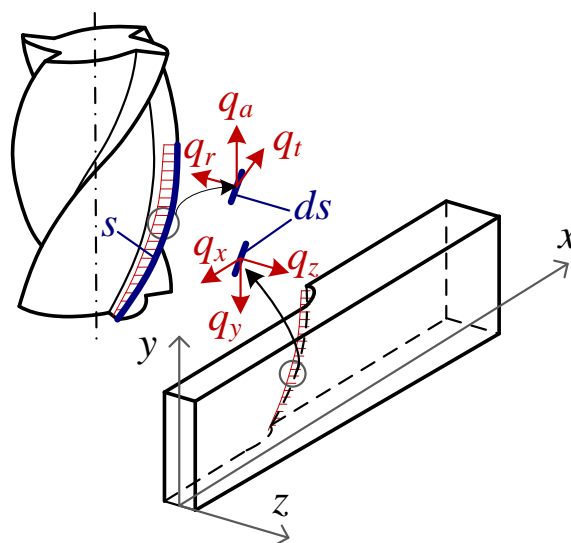


Рисунок 3.1 – Проєкції фрезерних зусиль на осі полярної системи координат, пов'язаної з фрезою, та осі декартової системи координат, пов'язаної з деталлю

У підсумку, проєкцію зусилля можна подати у вигляді апроксимації [175]

$$q_{n,z} = \frac{nc}{8\pi} |K_{tc}(2\phi - \sin 2\phi) + K_{rc} \cos \phi|_{\phi_{st}}^{\phi_{ex}}, \quad (3.1)$$

де n – номер зуба фрези; c – подача на зуб; ϕ – кут занурення, який залежить від часу; ϕ_{st} і ϕ_{ex} – початковий та кінцевий кути, що відповідають зануренню різця в зону різання та виходу з неї; K_{tc} і K_{rc} – коефіцієнти сили фрезерування.

Формулою (3.1) представлено тільки нормальне до серединної поверхні пластини навантаження. Інші проєкції зусиль не становлять інтерес, оскільки в своїй площині пластина має жорсткість на порядки вищу, ніж згинальна жорсткість.

Далі в розрахунках буде використовуватися зосереджена сила, яка становить суму результуючих (3.1) по всіх зубах, що одночасно занурені у деталь

$$P = \sum_n \int_s q_{n,z} ds. \quad (3.2)$$

За такого навантаження розв'язок, отриманий у вигляді функції прогину, буде представляти функцію Гріна, тому перехід до будь-якого іншого розподілення зробити не важко (див., наприклад, [175]).

Для оброблення стінок деталей типів 1.1, 2.1 та 2.2 (табл. 1.1) пропонується розрахункова схема у вигляді пластинчастої системи (рис. 3.2). Система складається з трьох пластин. Пластина, що оброблюється (пластина 1), може бути підкріплена балкою 4. Пластини 2 або 3 можуть бути відсутні, якщо перегородка знаходиться на краю. Вважається, що всі елементи з'єднані жорстко, по решті країв ставляться умови вільного обпирання. Моделі балки та пластини описуються класичними теоріями. Матеріал усіх елементів однаковий з модулем пружності E , коефіцієнтом Пуассона μ та густиною ρ .

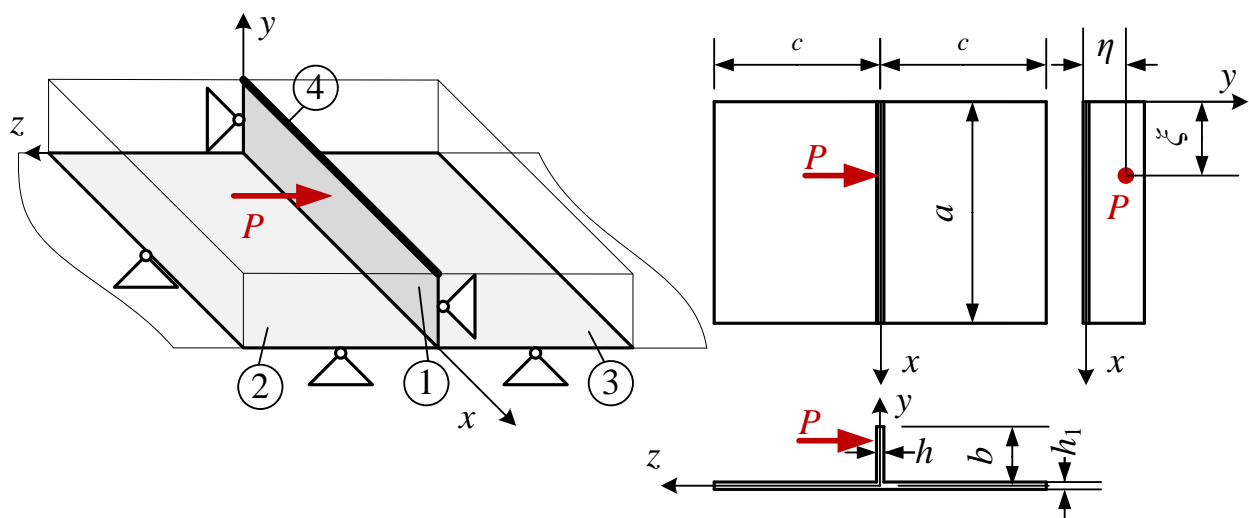


Рисунок 3.2 – Розрахункова схема, положення системи координат та розміри елементів конструкції

Позначення розмірів пластин, положення системи координат та координати точки прикладення сили показані на рисунку 3.2.

3.2 Розв'язок задачі деформування тонкостінної конструкції

Згідно з методологією методу погодження крайових умов проводиться декомпозиція цієї конструкції на пластини та підкріплювальну балку. Виділеним елементом вважається пластина 1. По межах $y = 0$ і $y = b$ пластина пружно взаємодіє з двома пластинами 2 і 3 (або з однією з них) та з балкою відповідно.

Наступним етапом реалізації МІКУ є визначення умов взаємодії виділеної пластини з рештою конструкції.

3.2.1 Визначення коефіцієнтів жорсткості границі

Коефіцієнти жорсткості зв'язують силові фактори з енергетично спряженими переміщеннями. На границі пластини 1 $y = 0$ (рис. 3.2) – це погонний згинальний момент M_y і кут повороту φ

$$M_y|_{y=0} = K\varphi|_{y=0}. \quad (3.3)$$

Коефіцієнти податливості (K^{-1}) зв'язують кут повороту зі згинальним моментом

$$\varphi|_{y=0} = K^{-1}M_y|_{y=0}. \quad (3.4)$$

Жорсткість цієї границі визначимо, розглянувши пластину 3 (для пластини 2 вона буде такою самою). Для цього введемо звичну систему координат (рис. 3.3) і на краю $y = 0$ будемо почергово прикладати переміщення у вигляді $\varphi = \sin \alpha_n x$, $n = 1, 2, \dots$, де позначено

$$\alpha_n = \frac{n\pi}{a}. \quad (3.5)$$

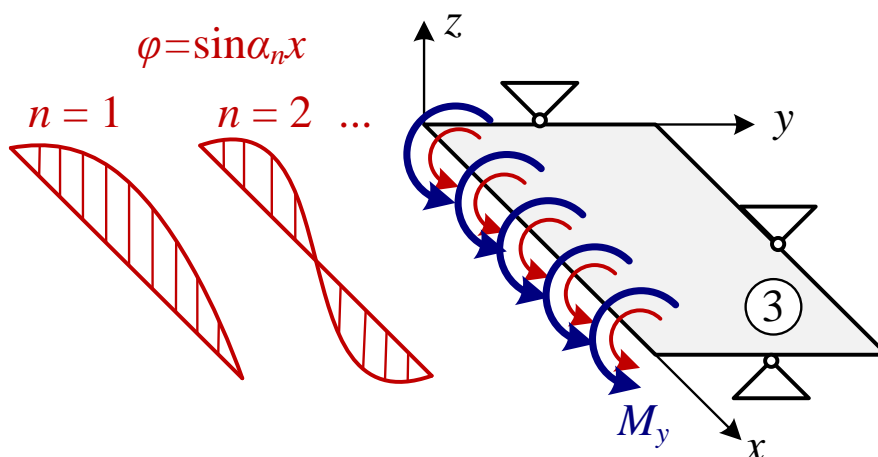


Рисунок 3.3 – Визначення коефіцієнтів жорсткості пластини

Величини погонних згинальних моментів, які виникають від заданого переміщення, будуть нічим іншим, як величинами жорсткості. Для їхнього визначення необхідно розв'язати крайову задачу вигину пластини Z з заданими на краю кутами повороту

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla^4 w = 0 \quad \text{в} \quad \Omega = \{(x, y): 0 < x < a; 0 < y < c\}; \\ 1) w|_{y=0} = 0, \quad 5) w|_{x=0} = 0, \\ 2) \frac{\partial w}{\partial y}|_{y=0} = \sin \alpha_n x, \quad 6) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=0} = 0, \\ 3) w|_{y=c} = 0, \quad 7) w|_{x=a} = 0, \\ 4) \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}|_{y=c} = 0, \quad 8) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=a} = 0, \end{array} \right. \quad (3.6)$$

де $\nabla^4 \equiv \frac{\partial^4}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4}{\partial y^4}$ – бігармонічний оператор.

Якщо розв'язок шукати у вигляді (розв'язок типу Леві [183])

$$w = \sum_{n=1,2,\dots} W_n(y) \sin \alpha_n x, \quad (3.7)$$

то крайові умови 5) – 8) задовольняються автоматично, а задача (3.6) через лінійну незалежність функцій $\sin \alpha_n x$ зведеться до такої системи незалежних крайових задач ($n = 1, 2, \dots$):

$$\left\{ \begin{array}{l} W_n^{IV} - 2\alpha_n^2 W_n'' + \alpha_n^4 W_n = 0 \quad \text{в} \quad \Omega = \{y: 0 < y < c\}; \\ 1) W_n|_{y=0} = 0, \quad 2) W_n'|_{y=0} = 1, \\ 3) W_n|_{y=c} = 0, \quad 4) W_n''|_{y=c} = 0, \end{array} \right. \quad (3.8)$$

де штрихом позначається звичайна похідна по y .

Після інтегрування і реалізації крайових умов розв'язок крайової задачі (3.8) набуде вигляду

$$W_n = \frac{(2c-y) \operatorname{sh} \alpha_n y - y \operatorname{sh} \alpha_n (2c-y)}{2\alpha_n c - \operatorname{sh} 2\alpha_n c}. \quad (3.9)$$

Таким чином визначається функція прогину (3.7), яка в поєднанні з відомими співвідношеннями класичної теорії пластин

$$\varphi = \frac{\partial w}{\partial y}, \quad M_y = -D_1 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right), \quad (3.10)$$

приводить до визначення коефіцієнтів жорсткості з формули (3.3) у вигляді

$$K_n = \frac{2D_1 \alpha_n \operatorname{sh}^2 \alpha_n c}{c \alpha_n c \operatorname{sh} \alpha_n c - \alpha_n c}, \quad (3.11)$$

тут $D_1 = \frac{E h_1^3}{12(1-\mu^2)}$ – циліндрична жорсткість пластин 2 і 3.

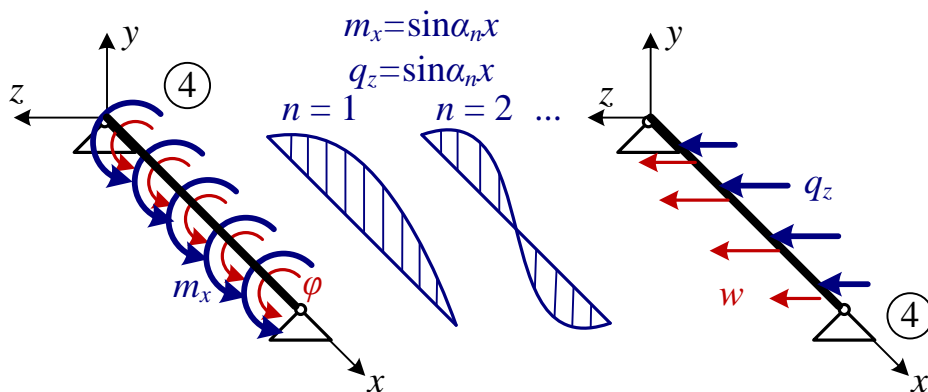


Рисунок 3.4 – Визначення коефіцієнтів жорсткості балки

Якщо у деформуванні беруть участь обидві пластини, то коефіцієнт (3.11) необхідно подвоїти.

Аналогічно обчислюються коефіцієнти жорсткості підкріплюючої балки, але, на відміну від пластин, які в своїй площині вважаються абсолютно жорсткими, балка має скінчену згинальну жорсткість, тому враховується жорсткість балки як на кручення, так і на вигин. Для визначення коефіцієнтів жорсткості до осьової лінії балки прикладаються відповідно крутний погонний момент та розподілене нормальне навантаження у вигляді синусоїд (рис. 3.4).

Під час кручення коефіцієнт жорсткості визначиться шляхом обчислення величин кутів поворотів при заданому погонному крутному моменту

$$\begin{cases} GI_k \varphi'' = m_x (= \sin \alpha_n x) \text{ при } 0 < x < a; \\ \varphi|_{x=0} = \varphi|_{x=a} = 0. \end{cases} \quad (3.12)$$

Звідси $\varphi = -\frac{\sin \alpha_n x}{\alpha_n^2 GI_k}$, і коефіцієнти податливості для n -тої хвилі синусоїди визначається зі співвідношення $\varphi = K_{\varphi n}^{-1} m_x$, тобто

$$K_{\varphi n} = -\alpha_n^2 GI_k. \quad (3.13)$$

Аналогічно, функція прогину $w = \frac{\sin \alpha_n x}{\alpha_n^4 EI_k}$ є розв'язком задачі

$$\begin{cases} EI_y w^{IV} = q_z (= \sin \alpha_n x) \text{ при } 0 < x < a; \\ w|_{x=0} = w''|_{x=0} = w|_{x=a} = w''|_{x=a} = 0, \end{cases} \quad (3.14)$$

а зі співвідношення $w = K_{wn}^{-1} q_z$ визначається коефіцієнт жорсткості

$$K_{wn} = \alpha_n^4 EI_y. \quad (3.15)$$

У формулах (3.12) і (3.13), окрім уже введених величин, позначено $G = \frac{E}{2(1+\mu)}$ – модуль зсуву; I_y – осьовий момент інерції перерізу балки; I_k – момент інерції вільного кручення. Для балки прямокутного перерізу $H \times B$ (H – розмір вздовж осі z) ці величини визначаються за відомими формулами

$$I_y = \frac{BH^3}{12};$$

$$I_k = B^3 \left(\frac{H}{3} - \frac{64B}{\pi^5} \sum_{m=0}^{\infty} (2m+1)^{-5} \operatorname{th} \frac{(2m+1)\pi H}{2B} \right). \quad (3.16)$$

3.2.2 Розв'язок задачі деформування виділеної з системи пластини

Після визначення жорсткості решти частини конструкції задача вигину виділеної пластини може бути сформульована у вигляді крайової задачі, що відповідає вигину пластини з пружним обпиранням по границях $y=0$ і $y=c$ (рис. 3.5):

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla^4 w = -\frac{q}{D} \quad \text{в } \Omega = \{(x, y): 0 < x < a; 0 < y < b\}; \\ 1) w|_{y=0} = 0, \quad 5) w|_{x=0} = 0, \\ 2) M_y|_{y=0} = -K\varphi_y|_{y=0}, \quad 6) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=0} = 0, \\ 3) M_y|_{y=b} = -K_\varphi\varphi_y|_{y=c}, \quad 7) w|_{x=a} = 0, \\ 4) V_y|_{y=c} = -K_w w|_{y=c}, \quad 8) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=a} = 0, \end{array} \right. \quad (3.17)$$

де $q = \delta(x - \eta)\delta(y - \xi)P$, δ – дельта-функція Дірака; $D = \frac{Eh^3}{12(1-\mu^2)}$ – циліндрична жорсткість пластини I ; $M_y = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)$ – погонний згинальний момент; $V_y = -D \left(\frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (2 - \mu) \frac{\partial^3 w}{\partial y \partial x^2} \right)$ – узагальнена перерізуюча сила; $\varphi_y = \frac{\partial w}{\partial y}$ – кут повороту.

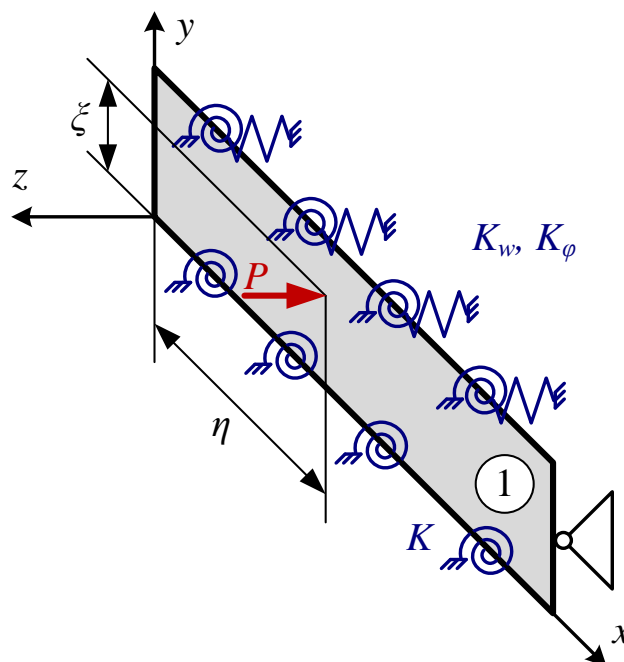


Рисунок 3.5 – Виділена з системи пластини

Хоча задача ставиться тільки для пластини l , решта конструкції, яка явно тут відсутня, бере учать у розв'язку за допомогою коефіцієнтів жорсткості, присутніх у крайових умовах. Якщо праву частину диференційного рівняння задачі (3.17) подати у вигляді ряду Фур'є по синусах на інтервалі $0 < x < a$

$$\frac{q}{D} = \frac{2P\delta(y-\xi)}{Da} \sum_{n=1,2,\dots} \sin \alpha_n \eta \sin \alpha_n x,$$

а функцію прогину пластини l розшукувати у тому ж вигляді (3.7), то задача (3.17) зведеться до такої системи незалежних задач із диференціальним оператором у звичайних похідних

$$\left\{ \begin{array}{l} W_n^{IV} - \alpha_n^2 W_n'' + \alpha_n^4 W_n = -\frac{2P}{Da} \delta(y-\xi) \sin \alpha_n \eta \text{ при } 0 < y < b; \\ 1) W_n|_{y=0} = 0, \\ 2) -D(W_n'' - \mu \alpha_n^2 W_n)|_{y=0} = -K_n W_n'|_{y=0}, \\ 3) -D(W_n'' - \mu \alpha_n^2 W_n)|_{y=c} = -K_{n\varphi} W_n'|_{y=c}, \\ 4) -D(W_n''' - (2-\mu)\alpha_n^2 W_n')|_{y=c} = -K_{nw} W_n|_{y=c}. \end{array} \right. \quad (3.18)$$

Загальний розв'язок диференційного рівняння (3.18) має вигляд

$$W_n = \frac{P \sin \alpha_n \eta}{\alpha_n^3 Da} \left\{ \left(C_1 \frac{y}{b} + C_2 \right) ch \alpha_n y + \left(C_3 \frac{y}{b} + C_4 \right) sh \alpha_n y + H(\xi - y) [\alpha_n (y - \xi) ch \alpha_n (y - \xi) - sh \alpha_n (y - \xi)] \right\}. \quad (3.19)$$

Постійні інтегрування C_i визначаються з крайових умов (3.18), які з урахуванням (3.19) приводять до системи рівнянь

$$\begin{aligned} C_2 &= \bar{\xi}_n ch \bar{\xi}_n - sh \bar{\xi}_n; \\ -\frac{\bar{K}_n}{\bar{b}_n} C_1 + \frac{1-\mu}{2} C_2 + \frac{1}{\bar{b}_n} C_3 - \bar{K}_n C_4 &= \left(\bar{K}_n \bar{\xi}_n + \frac{1+\mu}{2} \right) sh \bar{\xi}_n + \bar{\xi}_n \frac{1-\mu}{2} ch \bar{\xi}_n; \\ \left(\bar{E}I_n (C_1 + C_2) + (1-\mu)(C_3 + C_4) - \frac{1+\mu}{\bar{b}_n} C_1 \right) ch \bar{b}_n + \\ + \left(\bar{E}I_n (C_3 + C_4) + (1-\mu)(C_1 + C_2) - \frac{1+\mu}{\bar{b}_n} C_3 \right) sh \bar{b}_n &= 0; \\ \left((C_3 + C_4) \bar{G}I_{kn} + (1-\mu)(C_1 + C_2) + \frac{2C_3 + \bar{G}I_{kn} C_1}{\bar{b}_n} \right) ch \bar{b}_n + \\ + \left((C_1 + C_2) \bar{G}I_{kn} + (1-\mu)(C_3 + C_4) + \frac{2C_1 + \bar{G}I_{kn} C_3}{\bar{b}_n} \right) sh \bar{b}_n &= 0. \end{aligned} \quad (3.20)$$

Тут для скорочення запису було введено безрозмірні величини

$$\begin{aligned} \bar{b}_n &= b \alpha_n, \quad \bar{\xi}_n = \xi \alpha_n, \\ \bar{K}_n &= \frac{K_n}{D \alpha_n}, \quad \bar{E}I_n = \frac{EI \alpha_n}{D}, \quad \bar{G}I_{kn} = \frac{GI_k \alpha_n}{D}. \end{aligned} \quad (3.21)$$

Функція прогину оброблюваної деталі записується у вигляді

$$w = \sum_{n=1,2,\dots} W_n(y) \sin \alpha_n x,$$

де

$$W_n = \frac{P \sin \alpha_n \eta}{\alpha_n^3 Da} \left\{ \left(C_1 \frac{y}{b} + C_2 \right) ch \alpha_n y + \left(C_3 \frac{y}{b} + C_4 \right) sh \alpha_n y + H(\xi - y) \times \right. \\ \left. \times [\alpha_n (y - \xi) ch \alpha_n (y - \xi) - sh \alpha_n (y - \xi)] \right\},$$

а постійні інтегрування C_i визначаються з крайових умов (3.18), яка приводить системи рівнянь (3.20). Розв'язок цієї системи відносно постійних інтегрування C_1, C_2, C_3 і C_4 має вигляд

$$C_1 = \frac{b_n}{\Delta} \left\{ (\bar{\xi}_n ch \bar{\xi}_n - sh \bar{\xi}_n) \left[2K_n((1 - \mu)^2 b_n + EI_n + \mu GI_{kn}) - \left(2K_n b_n + \frac{5 - \mu}{2} \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + 1/2(1 - \mu)^2 \frac{\mu + 7}{2} + (K_n(EI_n GI_{kn} + (1 - \mu)^2) - (1 + \mu)(EI_n - \mu GI_{kn})) sh 2 b_n + \right. \right. \\ \left. \left. + (4C_n(EI_n - \mu GI_{kn}) - (1 - \mu)EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)^3) \frac{ch 2 b_n}{2} \right] + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left((2K_n \bar{\xi}_n + 1 + \mu) sh \bar{\xi}_n + \bar{\xi}_n (1 - \mu) ch \bar{\xi}_n \right) [EI_n GI_{kn} - (3 + \mu)(1 - \mu) + \right. \\ \left. + (EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)^2) ch 2 b_n + 2(EI_n - \mu GI_{kn}) sh 2 b_n \right] \right\}, C_2 = \bar{\xi}_n ch \bar{\xi}_n - sh \bar{\xi}_n, \\ C_3 = \frac{b_n}{\Delta} \left\{ (\bar{\xi}_n ch \bar{\xi}_n - sh \bar{\xi}_n) \left[(1 - \mu)(EI_n + \mu GI_{kn}) + b_n (1 - \mu)^3 - \right. \right. \\ \left. \left. - (3K_n + (1 - \mu)b_n)EI_n GI_{kn} + (1 - \mu)(5 - \mu)K_n + \right. \right. \\ \left. \left. + (-4K_n(EI_n - \mu GI_{kn}) - (1 - \mu)EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)^3) \frac{sh 2 b_n}{2} + \right. \right. \\ \left. \left. + (-K_n EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)(EI_n - 2\mu GI_{kn}) - (1 - \mu)^2 K_n) ch 2 b_n \right] + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left((2K_n \bar{\xi}_n + 1 + \mu) sh \bar{\xi}_n + \bar{\xi}_n (1 - \mu) ch \bar{\xi}_n \right) [EI_n GI_{kn} b_n + EI_n - \right. \\ \left. - \mu GI_{kn} - (1 - \mu)^2 b_n + 2(EI_n - \mu GI_{kn}) ch 2 b_n - (EI_n GI_{kn} + (1 - \mu)^2) \frac{sh 2 b_n}{2} \right] \right\}, \\ C_4 = \frac{1}{\Delta} \left\{ (\bar{\xi}_n ch \bar{\xi}_n - sh \bar{\xi}_n) \left[(2K_n b_n + (1 - \mu)b_n^2 - 1)EI_n GI_{kn} + \right. \right. \\ \left. \left. + (-2(1 - \mu)^2 b_n - 2EI_n)K_n - ((1 - \mu)b_n + K_n)2\mu GI_{kn} - \right. \right. \\ \left. \left. - (1 - \mu)((1 - \mu)^2 b_n^2 + 2b_n EI_n - 3(1 + \mu) - 2) - \right. \right. \\ \left. \left. - (2(EI_n - \mu K_n GI_{kn}) + K_n(EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)^2)) sh 2 b_n + \right. \right. \\ \left. \left. + (-2K_n(EI_n - \mu GI_{kn}) - EI_n GI_{kn} - (1 - \mu)^2) ch 2 b_n \right] + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} \left((2K_n \bar{\xi}_n + 1 + \mu) sh \bar{\xi}_n + \bar{\xi}_n (1 - \mu) ch \bar{\xi}_n \right) [EI_n GI_{kn} b_n + EI_n - \right. \\ \left. - \mu GI_{kn} - (1 - \mu)^2 b_n + 2(EI_n - \mu GI_{kn}) ch 2 b_n - (EI_n GI_{kn} + (1 - \mu)^2) \frac{sh 2 b_n}{2} \right] \right\},$$

де

$$\Delta = 2(EI_n + \mu GI_{kn})(2C_n b_n + 1) + 2b_n((1 - \mu)^2 - EI_n GI_{kn})(C_n b_n + 1) + \\ + ((1 - \mu)^2 + EI_n GI_{kn} - 8)C_n - [((1 - \mu)^2 + EI_n GI_{kn})C_n + 2(EI_n - \mu GI_{kn})] \times \\ \times ch 2 b_n - [2(EI_n - \mu GI_{kn})C_n + (1 - \mu)^2 + EI_n GI_{kn}] sh 2 b_n.$$

У безрозмірних величин з індексом n , які були введені в (3.21), риска зверху опущена. Розв'язок системи чотирьох рівнянь відносно невідомих C_1, C_2, C_3 і C_4 повністю визначає вид функції (3.19) та саму функцію прогину пластини (3.7). У випадку відсутності підкріплюючої балки та (або) нехтовно малої жорсткості пластин 2 та 3, відповідні жорсткості $\overline{EI}_n, \overline{GI}_{kn}$ та (або) \overline{K}_n приймаються рівними нулю.

Зауваження. Отриманий розв'язок (3.19) разом з (3.7) становить функцію Гріна $w(x, y, \eta, \xi)$, що дозволяє легко перейти до інших видів навантаження. Як приклад розглянемо навантаження, рівномірно розподілене по вертикальній лінії $\eta, \xi = 0 \dots b$. Розв'язком цієї задачі буде функція

$$w_q(x, y, \eta) = \int_0^b w(x, y, \eta, \xi) d\xi = \sum_n W_n^q \sin \alpha_n x,$$

$$W_n^q = \frac{q \sin \alpha_n \eta}{\alpha_n^4 D a} \left\{ \left(\frac{2}{b} \operatorname{ch} \alpha_n b - \alpha_n \left(1 - \frac{y}{b} \right) \operatorname{sh} \alpha_n b + \alpha_n \left(C_1 \frac{y}{b} + C_2 \right) \right) \operatorname{ch} \alpha_n y - \right.$$

$$\left. - \frac{2}{b} + \left(\alpha_n \left(1 - \frac{y}{b} \right) \operatorname{ch} \alpha_n b - 2 \operatorname{sh} \alpha_n b + \alpha_n \left(C_3 \frac{y}{b} + C_4 \right) \right) \operatorname{sh} \alpha_n y \right\},$$

де $q = \frac{P}{b}$ – погонне навантаження.

3.3 Розв'язок задачі визначення вільних коливань

За методом ідентифікації крайових умов спочатку визначимо жорсткість границі. Отже, кількісно коефіцієнти жорсткості становлять величини узагальнених переміщень, що виникають від одиничних величин відповідних узагальнених сил.

3.3.1 Визначення жорсткості підкріплюючих пластин та балки

Для визначення жорсткості пластин у задачі вільних коливань розв'язується крайова задача (3.6), але з іншим диференціальним оператором

$$\nabla^4 w - \lambda_1^4 w = 0 \quad \text{в } \Omega = \{(x, y): 0 < x < a; 0 < y < c\}, \quad (3.22)$$

де $\lambda_1 = \sqrt{\omega^4 \frac{\rho h_1}{D_1}}$; $\omega = \frac{2\pi}{T}$ – циклічна частота; ρ – густина; T – період коливань.

Процедура пошуку розв'язку у вигляді (3.7) у цьому випадку зводить двовимірну крайову задачу до системи одновимірних

$$\begin{cases} W_n^{IV} - 2\alpha_n^2 W_n'' + (\alpha_n^4 - \lambda_1^4) W_n = 0 & \text{в } \Omega = \{y: 0 < y < c\}; \\ 1) W_n|_{y=0} = 0, & 2) W_n'|_{y=0} = 1, \\ 3) W_n|_{y=c} = 0, & 4) W_n''|_{y=c} = 0, \end{cases} \quad (3.23)$$

Розв'язок цієї задачі має вигляд

$$\begin{aligned}
W_n = & C_1 sh\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}y\right) + C_2 ch\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}y\right) + \\
& + C_3 sin\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}y\right) + C_4 cos\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}y\right). \quad (3.24)
\end{aligned}$$

Для того щоб ця функція задовольняла крайовим умовам (3.6), необхідно покласти

$$\begin{aligned}
C_1 = & \frac{1}{\Delta} sin\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}b\right) ch\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}b\right), \\
C_2 = & -C_4 = \frac{1}{\Delta} sin\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}b\right) sh\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}b\right), \\
C_3 = & \frac{1}{\Delta} cos\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}b\right) sh\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}b\right),
\end{aligned}$$

де

$$\begin{aligned}
\Delta = & D_1 cos\left(b\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}\right) ch\left(b\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}\right) \times \\
& \times \left\{ \left((1 - \mu)\alpha_n^2 + \lambda_1^2 \right)^2 \sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2} th\left(b\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}\right) + \right. \\
& \left. + \left((1 - \mu)\alpha_n^2 - \lambda_1^2 \right)^2 \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2} tg\left(b\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}\right) \right\}.
\end{aligned}$$

Таким чином, розв'язок (3.24) задачі на вільні коливання з заданим одиничним кутом повороту повністю побудований. Величина моменту, що виникає на краю $y = 0$, становить величину коефіцієнта жорсткості

$$\begin{aligned}
\bar{K}_n = & D_1 \left(W_n \alpha_n^2 - \mu \frac{d^2 W_n}{dy^2} \right) \Big|_{y=0} = \\
= & 2D_1 \lambda_1^2 \left(\frac{\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}}{th\left(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda_1^2}b\right)} - \frac{\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}}{tg\left(\sqrt{\lambda_1^2 - \alpha_n^2}b\right)} \right)^{-1}. \quad (3.25)
\end{aligned}$$

Якщо в процесі коливань беруть участь обидві пластини, то коефіцієнт (3.25) необхідно подвоїти. Для визначення крутильної жорсткості балки, на відміну від задачі (3.12), розв'язується задача коливань балки, навантаженої крутним моментом $m_x = \sin \alpha_n x$ (рис. 3.4)

$$\begin{cases} \varphi'' - \lambda_2^2 \varphi = \frac{\sin \alpha_n x}{GI_k} \text{ при } 0 < x < a; \\ \varphi|_{x=0} = \varphi|_{x=a} = 0, \end{cases} \quad (3.26)$$

де $\lambda_2 = \omega \sqrt{\frac{\rho}{G}}$.

Розв'язком задачі (3.26) є функція $\varphi = -\frac{\sin \alpha_n x}{GI_k(\alpha_n^2 - \lambda_2^2)}$. Таким чином, коефіцієнт крутильної жорсткості для n -тої функції прогину пластини 1 у (3.7) визначиться як

$$\bar{K}_{\varphi n} = -(\alpha_n^2 - \lambda_2^2)GI_k. \quad (3.27)$$

Аналогічно, розв'язок $w = \frac{\sin \alpha_n x}{EI(\alpha_n^4 - \lambda_1^4)}$ крайової задачі

$$\begin{cases} w^{IV} - \lambda_3^4 w = \frac{\sin \alpha_n x}{EI}, \\ w|_{x=0} = w|_{x=a} = w''|_{x=0} = w''|_{x=a} = 0, \end{cases} \quad (3.28)$$

визначає коефіцієнт згинальної жорсткості балки

$$\bar{K}_{wn} = EI(\alpha_n^4 - \lambda_3^4), \quad (3.29)$$

де $\lambda_3 = \sqrt{\omega^4 \frac{\rho F}{EI_y}}$, F – площа поперечного перерізу балки.

Коефіцієнти жорсткості (3.25), (3.27) та (3.29) повністю не визначені. У ці коефіцієнти через параметри λ_1 , λ_2 і λ_3 входить невідома величина циклічної частоти ω . Вона визначається при розв'язанні задачі власних коливань для виділеної пластини. У випадку, якщо форми коливань, які зумовлені вигином пластин 2 та 3, викликають відносно незначні переміщення пластини 1, можна покласти $\bar{K}_n = 0$, у разі відсутності підкріплюючої балки – $\bar{K}_{\varphi n} = \bar{K}_{wn} = 0$.

3.3.2 Розв'язок задачі вільних коливань виділеної з системи пластини

Задача визначення частот і форм вільних коливань усієї системи зводиться до задачі на власні значення для виділеної пластини з неоднорідними крайовими умовами

$$\left\{ \begin{array}{l} \nabla^4 w - \lambda^4 w = 0 \quad \text{в } \Omega = \{(x, y): 0 < x < a; 0 < y < b\}; \\ 1) w|_{y=0} = 0, \quad 5) w|_{x=0} = 0, \\ 2) M_y|_{y=0} = -\bar{K}_n \varphi_y|_{y=0}, \quad 6) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=0} = 0, \\ 3) M_y|_{y=b} = -\bar{K}_{\varphi n} \varphi_y|_{y=c}, \quad 7) w|_{x=a} = 0, \\ 4) V_y|_{y=c} = -\bar{K}_{wn} w|_{y=c}, \quad 8) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}|_{x=a} = 0, \end{array} \right. \quad (3.30)$$

де окрім уведених раніше величин позначено $\lambda = \sqrt{\omega^4 \frac{\rho h}{D}}$.

Функція прогину у вигляді (3.7) автоматично задовольняє крайовим умовам 5) – 8) задачі (3.30) і приводить до системи рівнянь

$$\left\{ \begin{array}{l} W_n^{IV} - \alpha_n^2 W_n'' + (\alpha_n^4 - \lambda^4) W_n = 0 \quad \text{при } 0 < y < b; \\ 1) W_n|_{y=0} = 0, \\ 2) -D(W_n'' - \mu \alpha_n^2 W_n)|_{y=0} = -\bar{K}_n W_n'|_{y=0}, \\ 3) -D(W_n'' - \mu \alpha_n^2 W_n)|_{y=c} = -\bar{K}_{n\varphi} W_n'|_{y=c}, \\ 4) -D(W_n''' - (2 - \mu) \alpha_n^2 W_n')|_{y=c} = -\bar{K}_{nw} W_n|_{y=c}. \end{array} \right. \quad (3.31)$$

Загальний розв'язок диференційного рівняння задачі (3.30) має вигляд

$$W_n = C_1 sh(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} y) + C_2 ch(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} y) + C_3 sin(\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} y) + C_4 cos(\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} y) \quad (3.32)$$

Крайові умови в (3.31) приводять до системи чотирьох лінійних алгебраїчних рівнянь відносно постійних інтегрування C_1, C_2, C_3 і C_4 , яка в матричній формі запису має вигляд

$$\mathbf{A} \cdot \mathbf{c} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & A_{14} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} & A_{24} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} & A_{34} \\ A_{41} & A_{42} & A_{43} & A_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{Bmatrix} = 0. \quad (3.33)$$

Задача визначення постійних інтегрування в функції прогину зведена до системи чотирьох лінійних алгебраїчних рівнянь. Коефіцієнти матриці цієї системи мають вигляд

$$\begin{aligned} A_{11} &= 0, \quad A_{12} = 1, \quad A_{13} = 0, \quad A_{14} = 1, \quad A_{21} = \bar{K}_n \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2}, \\ A_{22} &= D(\alpha_n^2(1 - \mu) - \lambda^2), \quad A_{23} = \bar{K}_n \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2}, \quad A_{24} = D(\alpha_n^2(1 - \mu) + \lambda^2), \\ A_{31} &= \bar{K}_{\varphi n} \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b - D((1 - \mu)\alpha_n^2 + \lambda^2) sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b, \\ A_{32} &= \bar{K}_{\varphi n} \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b - D((1 - \mu)\alpha_n^2 + \lambda^2) ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b, \\ A_{33} &= \bar{K}_{\varphi n} \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} cos(\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b) - D((1 - \mu)\alpha_n^2 - \lambda^2) sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b, \\ A_{34} &= \bar{K}_{\varphi n} \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} sin(\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b) - D((1 - \mu)\alpha_n^2 - \lambda^2) cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b, \\ A_{41} &= D((2 - \mu)\alpha_n^2 - (\alpha_n^2 + \lambda^2)^2) \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b + \bar{K}_{wn} sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b, \\ A_{42} &= D((2 - \mu)\alpha_n^2 - (\alpha_n^2 + \lambda^2)^2) \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b + \bar{K}_{wn} ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b, \\ A_{43} &= D((2 - \mu)\alpha_n^2 + (\lambda^2 - \alpha_n^2)^2) \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b + \\ &\quad + \bar{K}_{wn} sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b, \end{aligned}$$

$$A_{44} = D((2 - \mu)\alpha_n^2 + (\lambda^2 - \alpha_n^2)^2)\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} \sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b + \\ + \bar{K}_{wn} \cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b.$$

Характеристичне рівняння матриці представляється виразом

$$\begin{aligned} & sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b \sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b \times \\ \times & \left[D^2 \left(\bar{K}_n \alpha_n^6 (1 - \mu)^2 - \left((1 - 2\mu) \bar{K}_n \alpha_n^2 + 2\bar{K}_{wn} \right) \lambda^4 \right) + \bar{K}_{\varphi n} \bar{K}_{wn} \bar{K}_n \alpha_n^2 \right] + \\ & + D \lambda^2 \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} sh \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b \cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b \times \\ \times & \left[\bar{K}_n \bar{K}_{\varphi n} (\lambda^2 + \alpha_n^2) + \bar{K}_{wn} (\bar{K}_n - \bar{K}_{\varphi n}) - (\lambda^2 + (1 - \mu) \alpha_n^2)^2 D^2 \right] - \\ & - \lambda^2 D \sqrt{\alpha^2 + \lambda^2} ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b \sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b \times \\ \times & \left[\bar{K}_n \bar{K}_{\varphi n} (\lambda^2 - \alpha_n^2) + \bar{K}_{wn} (\bar{K}_n - \bar{K}_{\varphi n}) - (\lambda^2 + (1 - \mu) \alpha_n^2)^2 D^2 \right] + \\ & + \sqrt{\lambda^4 - \alpha_n^4} ch \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b \cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b \times \\ \times & \left[D^2 \left(\bar{K}_n (\alpha_n^4 (1 - \mu)^2 + \lambda^4) - 2\lambda^4 \bar{K}_{\varphi n} \right) + \bar{K}_{\varphi n} \bar{K}_{wn} \bar{K}_n \right] + \\ & + K_n \sqrt{\lambda^4 - \alpha_n^4} (D^2 (\alpha_n^4 (1 - \mu)^2 - \lambda^4) + \bar{K}_{\varphi n} \bar{K}_{wn}) = 0. \end{aligned}$$

Умова існування нетривіального розв'язку приводить до

$$Det(\mathbf{A}) = 0, \quad (3.34)$$

яке в розгорнутому вигляді подано вище.

Якщо згинальною жорсткістю пластин 2 і 3 можна знехтувати, то, урахувавши значення коефіцієнтів (3.27) і (3.29), рівнянню (3.34) можна надати вигляду

$$\begin{aligned} & \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} \left(EIGI_k (\lambda_3^4 - \alpha_n^4) (\lambda_2^4 - \alpha_n^4) - D^2 ((1 - \mu) \alpha_n^2 + \lambda^2)^2 \right) th \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2} b - \\ & - \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2} \left(EIGI_k (\lambda_3^4 - \alpha_n^4) (\lambda_2^4 - \alpha_n^4) - D^2 ((1 - \mu) \alpha_n^2 - \lambda^2)^2 \right) tg \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b + \\ & + 2\lambda^2 DEI (\lambda_3^4 - \alpha_n^4) th \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2} b tg \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b + \\ & + 2\lambda^2 DGI_k (\lambda_2^4 - \alpha_n^4) \sqrt{\lambda^4 - \alpha_n^4} = 0. \end{aligned} \quad (3.35)$$

Пошук коренів трансцендентного рівняння (3.34) або (3.35) спрощується завдяки тому, що відомі проміжки, у яких вони знаходяться, а це робить можливим застосування ефективних числових процедур для їхнього знаходження, наприклад, методу половинного ділення.

Для рівняння (3.35) проміжки, у яких знаходиться один з розв'язків, визначаються коренями рівняння $tg^{-1} \sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} b = 0$ (рис. 3.6), які мають вигляд

$$\left\{ \frac{\pi^2}{a^2 b^2} \left(\frac{\rho h}{D} \right)^{-\frac{1}{2}} \left(\left(m - \frac{1}{2} \right)^2 a^2 + b^2 n^2 \right) \right\}, \quad m = 1, 2, \dots \quad (3.36)$$

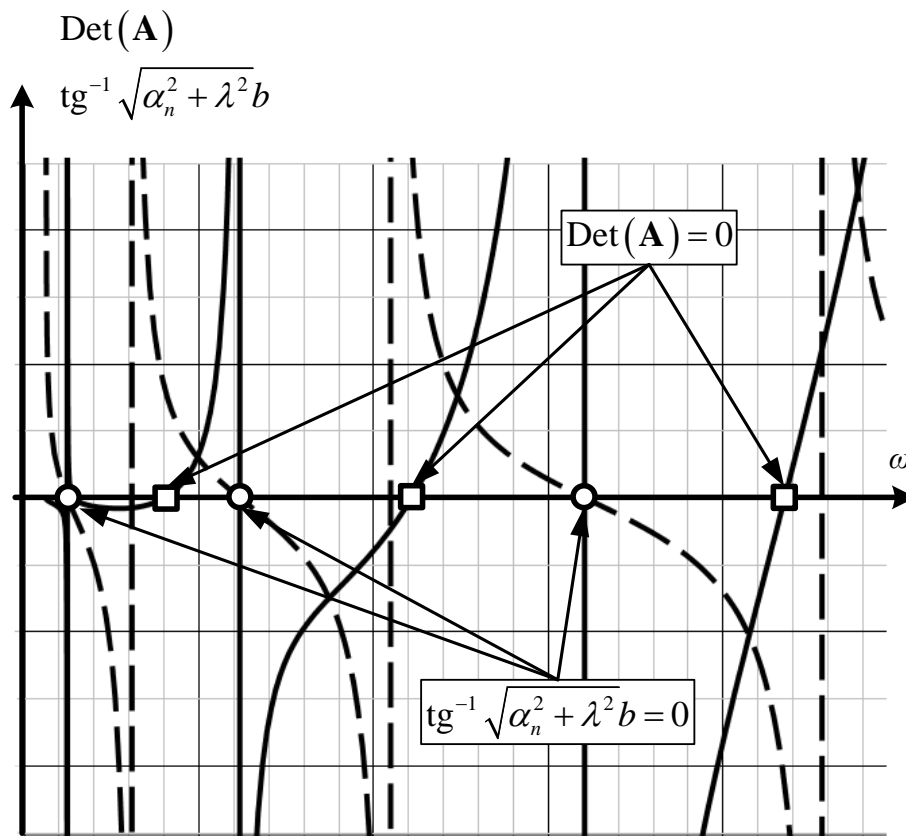


Рисунок 3.6 – Визначення інтервалів, у яких знаходяться корені характеристичного рівняння

Власні функції крайової задачі (3.31) визначаються функцією (3.32), де постійні інтегрування знаходяться з крайових умов. Для цього спочатку функцію (3.32) підставимо в першу і другу крайові умови (випадок $\bar{K}_n = 0$)

$$C_2 + C_4 = 0, \quad D((\mu - 1)(C_2 + C_4)\alpha_n^2 - \lambda^2(C_2 - C_4)) = 0.$$

У результаті маємо $C_2 = C_4 = 0$, оскільки $D \neq 0$ і $\lambda \neq 0$.

Тепер, якщо задатися значенням коефіцієнта

$$C_1 = \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2}((1 - \mu)\alpha_n^2 - \lambda^2) \cos \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b + EI(\lambda_2^4 - \alpha_n^4) \sin \sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} b, \quad (3.37)$$

то з третьої крайової умови отримаємо

$$C_3 = \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2}((1 - \mu)\alpha_n^2 + \lambda^2) \operatorname{ch} \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2} b + EI(\lambda_2^4 - \alpha_n^4) \operatorname{sh} \sqrt{\lambda^2 + \alpha_n^2} b. \quad (3.38)$$

Четверта крайова умова буде виконана автоматично.

Таким чином, власні функції мають вигляд

$$W_n = A[C_1 \operatorname{sh}(\sqrt{\alpha_n^2 + \lambda^2} y) + C_3 \sin(\sqrt{\lambda^2 - \alpha_n^2} y)], \quad (3.39)$$

де C_1 і C_2 визначаються по (3.37) та (3.38), а A – довільна константа.

3.4 Числові дослідження деформування та власних коливань

Як числові дослідження спочатку проводиться числова експериментальна перевірка на точність та достовірність результатів, отриманих за методикою, описаною в підрозд. 3.1 та 3.2, після чого виконуються параметричні дослідження та формулюються практично корисні результати.

3.4.1 Верифікація розв'язку задачі деформування конструкції

Перевірка отриманого в підрозд. 3.2 розв'язку деформування пластини, яка пружно спирається на сусідні елементи, виконується за допомогою числового експерименту. У експерименті порівнюються деформації досліджуваної пластини, які отримані за формулами підрозд. 3.2 та за допомогою МСЕ, реалізованого в програмному забезпеченні ANSYS.

Проведемо розрахунок конструкції, розміри якої в міліметрах показані на рисунку 3.7. Матеріал конструкції має такі механічні характеристики: модуль пружності $E = 72$ ГПа, коефіцієнт Пуасона $\mu = 0,3$, густина $\rho = 2700$ кг/м³. Навантаження у вигляді одиничної сили прикладене в середині підкріплюючої балки ($\xi = \eta = 50$ мм). У випадку іншого значення сили всі результати необхідно помножити на це значення.

Порівнюється максимальний прогин пластини, у цьому випадку він реалізується в точці прикладення сили $w_{max} = w|_{x=50, y=50}$. На точність аналітичного розв'язку впливає кількість доданків, які утримуються в сумі (3.7). Величина максимального прогину та похибка його визначення в залежності від N (верхньої межі сумування в (3.7)) наведено в таблиці 3.1.

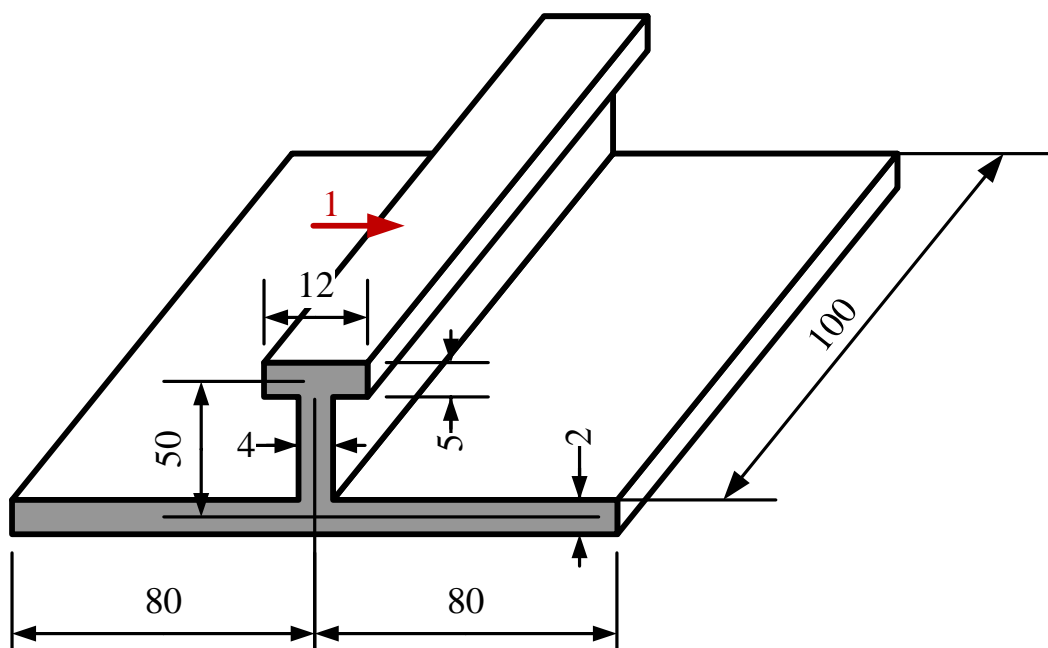


Рисунок 3.7 – Дані для розрахунку деформації конструкції

Таблиця 3.1 – Величина максимального прогину та похибка його визначення залежно від кількості доданків, які утримуються в сумі (3.7)

N	1	3	5	7	9	15	21	51
w_{max}^N , мм $\times 10^{-4}$	2,660 94	2,703 87	2,709 70	2,711 24	2,711 82	2,712 29	2,712 38	2,712 44
ε , %	1,898	0,316	0,101	0,044	0,023	0,006	0,002	–

Для знаходження похибки за еталонне значення було прийнято прогин з утриманням у сумі (3.7) 51 доданка $w_{max}^{51} = 2,712438 \times 10^{-4}$ мм. Як можна бачити, перші п'ять доданків зменшують похибку, пов'язану з розкладанням розв'язку в ряд по синусам, до майже 0,1 %.

Для отримання розв'язку з точністю, вищою за 99 %, достатньо обмежитися трьома доданками в сумі (3.7). Один перший компонент дає результати з похибкою 1,9 %, а величина прогину в точці прикладання сили може бути подана наближено як

$$w = 0,0002094 \sin^2(31,42\xi) [(\eta + 0,1147)\eta \cosh^2(31,42\eta) + 0,7686(\eta + 0,09801)(\eta + 0,06216) \sinh^2(31,42\eta) - 0,8250(\eta + 0,1437)(\eta + 0,01539) \sinh(62,83\eta)].$$

$w_{max} = 2.7124$
(Аналітичний розв'язок)

$w_{max} = 2.7314$
(МСЕ розв'язок)

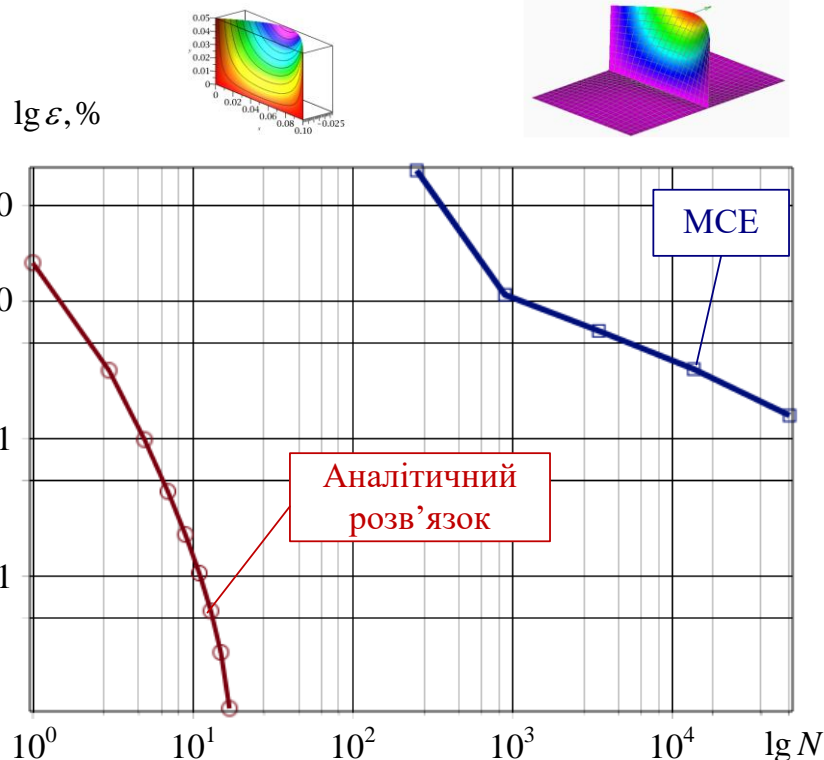


Рисунок 3.8 – Збіжність аналітичного та МСЕ розв'язків в задачі деформування пластини

Аналогічні дослідження були проведені за допомогою МСЕ. Як еталонну тут було взято величину максимального прогину при розбивці геометричної моделі на скінчені елементи розміром 0,5 мм. Кількість вузлових невідомих при цьому склала приблизно $N = 337000$, а максимальний прогин – $w_{max}^{337k} = 2,73136 \times 10^{-4}$ мм. Ця величина відрізняється від аналітичного розв’язку лише на 0,7 % і обумовлена, імовірно, урахуванням у розрахунках МСЕ всіх жорсткостей пластин, на відміну від аналітичного розв’язку, де враховуються тільки згинальні жорсткості (рис. 3.8). Дані таблиці 3.1 та аналогічні дослідження збіжності розв’язку МСЕ проілюстровані на рисунку 3.8. Можна бачити беззаперечну перевагу в точності отриманого аналітичного розв’язку.

3.4.2 Верифікація розв’язку задачі визначення частот та форм власних коливань

Для перевірки достовірності визначення частот та форм власних коливань використовуються ті ж самі вихідні дані, що й у пп. 3.4.1. Виняток становить відсутність підкріплюючих пластин. Вважається, що форми коливань, які відповідають частотам коливань цих пластин, не викликають значних амплітуд прогину пластини, яка оброблюється, і тому не є суттєвими. Отже, власні частоти визначаються розв’язками рівняння (3.34), а власні форми – функцією (3.38).

Відмітимо, що аналітичний розв’язок є точним, якщо вважати прийняті допущення правильними і знехтувати похибками числової процедури знаходження коренів рівняння (3.34). Для МСЕ, як і раніше, необхідні додаткові дослідження збіжності наближених розв’язків, пов’язані зі скінчено-елементним моделюванням. Ця збіжність для найменшої частоти (мода 1) та двох частот, найближчих до 50 кГц (моди 21 та 22), показана на рисунку 3.9.

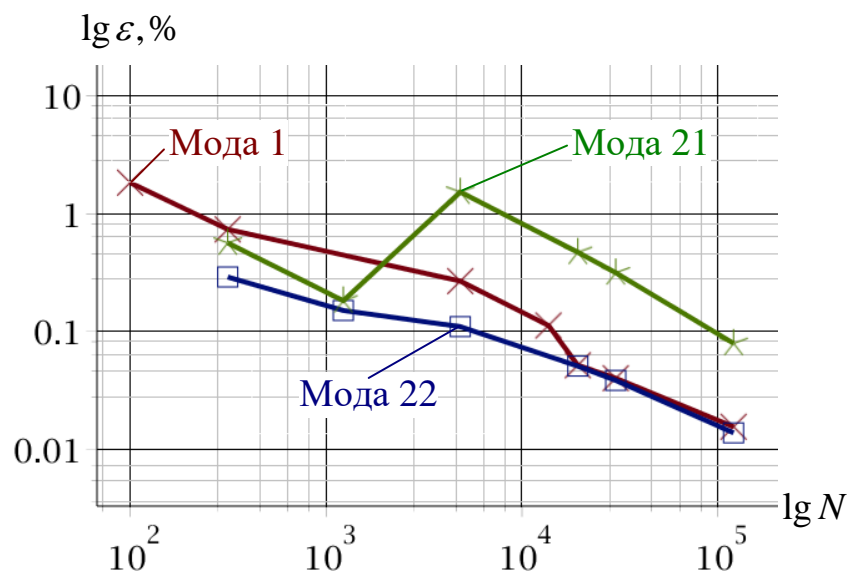


Рисунок 3.9 – Збіжність МСЕ розв’язку

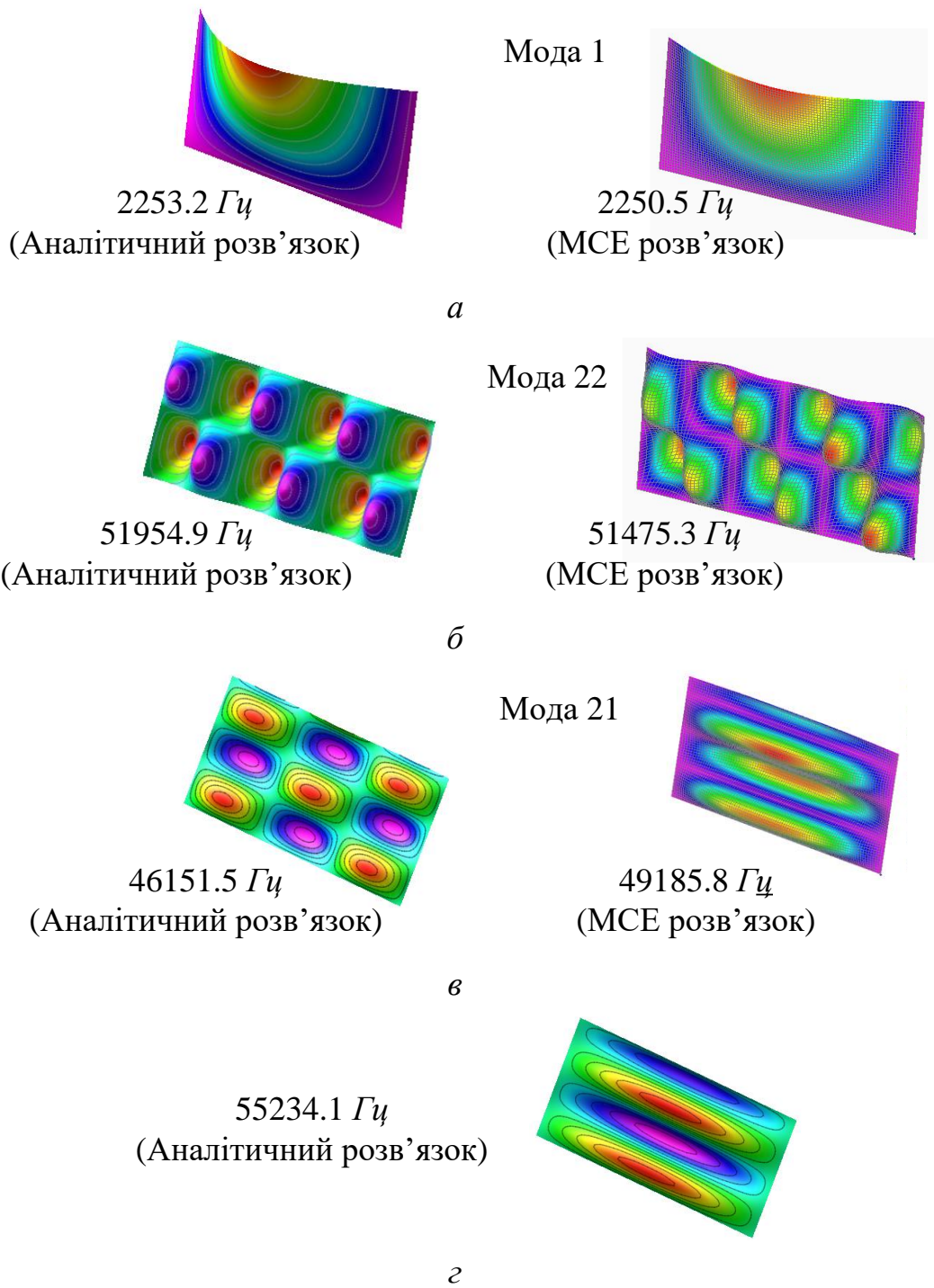


Рисунок 3.10 – Частоти та форми коливань визначені аналітично та МСЕ: *a* – мінімальна частота; *б* – частота, найближча зверху до частоти 50 кГц; *в* – частота, найближча знизу до частоти 50 кГц; *з* – визначені аналітично частота і форма, яка співпадає з модою 21, отриманою МСЕ

Такий збіг результатів спостерігається для низьких частот, де форми коливань становлять доволі гладкі функції (дві-три півхвилі). У випадку обчислення більш високих частот та відповідних їм форм коливань різниця може бути суттєвою. Якщо поставити задачу визначення частот, найбільш близьких до 50 кГц, то аналітичний розв'язок приводить до величин 46 151,5 і 51 945,3 Гц.

Ці ж величини, отримані МСЕ, мають значення 49 185,8 і 51 475,3 Гц (рис. 3.10, б, в). Бачимо, що верхні межі достатньо добре збігаються і по значенню (різниця 0,9 %), і по формі (рис. 3.10, б), але нижні межі відрізняються суттєво. Кількісно маємо різницю в 7 %, а якісно – зовсім іншу форму коливань. Аналітичний розв’язок показує, що по такій формі пластина буде коливатися з частотою 55 234,1 Гц (рис. 3.10, г), отже різниця насправді більша, тут вона досягає 11 %.

3.4.3 Параметричні дослідження

Досліджується вплив на величину деформації пластини, що обробляється, параметрів, які пов’язані з жорсткістю підкріплюючих пластин, балок та їхніх розмірів у плані.

На рисунку 3.11 показана залежність максимального прогину пластини від розмірів прямокутного перерізу балки $B \times H$ та товщини пластини, яка обробляється h , за тих саме вихідних даних, що й в пп. 3.4.1. Жорсткість балки змінюється завдяки зміні висоти поперечного прямокутного перерізу балки $H = 0 \dots 10$ мм. Геометричні характеристики поперечного перерізу підраховуються за формулами (3.16). Розрахунки проведені для трьох значень товщини пластини h : 2 мм, 4 мм та 6 мм, а також за повної відсутності пластини. Якщо пластина відсутня, то силу сприймає тільки балка і максимальний прогин складає $w = \frac{Pa^3}{48EI_y}$, що з урахуванням початкових даних приводить до величин $w = (497664000H)^{-1}$.

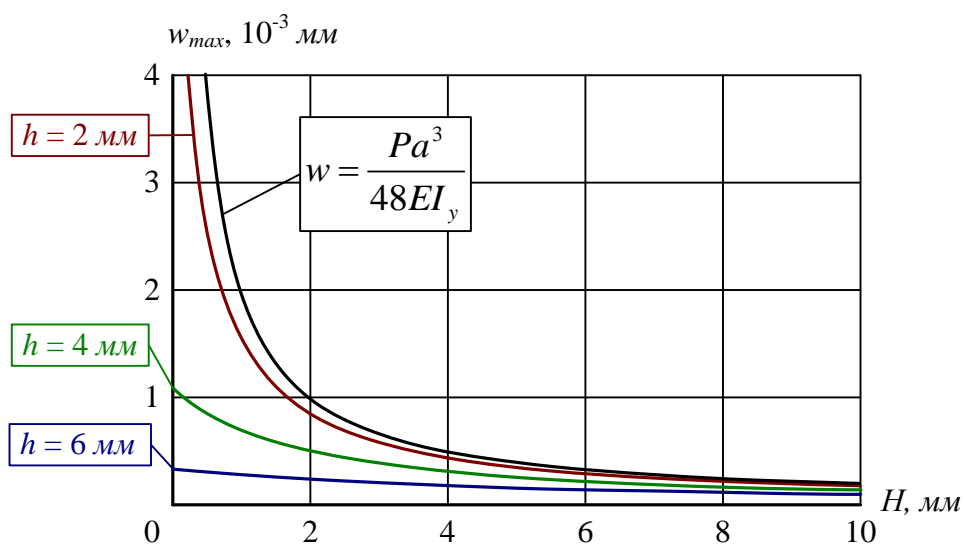


Рисунок 3.11 – Залежність максимального прогину від жорсткості підкріплюючої балки

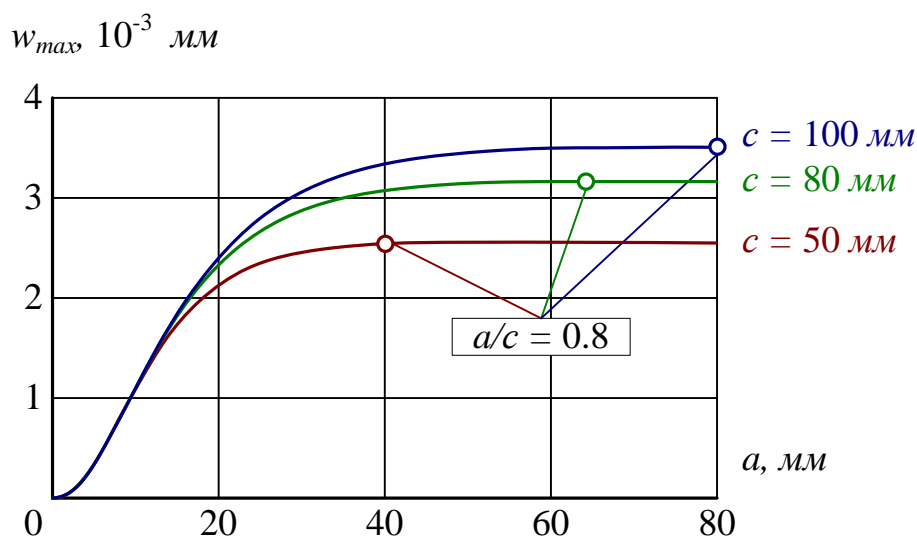


Рисунок 3.12 – Залежність максимального прогину від довжини конструкції a

Про вплив жорсткості підкріплюючої балки на максимальний прогин можна судити по різниці прогинів за наявності пластини і без неї. Як можна бачити, балка доволі сильно впливає на прогин. Цим впливом можна знехтувати (похибка визначення прогину менше 1 %) за відносної жорсткості балки $\frac{EI_y}{DB} < 0,04$. Ця умова в цьому прикладі виконується за умови зменшення розміру H до величини 0,003 мм, 0,02 мм і 0,06 мм для пластин з товщинами 2 мм, 4 мм і 6 мм відповідно, тобто маємо майже повністю вироджену балку. Далі, щоб уникнути домінуючого впливу балки на величину прогину, будуть розглядатися конструкції без неї.

На рисунку 3.12 показана залежність максимального прогину пластини за тих саме вихідних даних, що й в пп. 3.4.1, за винятком розмірів конструкції в напрямку осі x та y , тобто розмірів a (ширини) та c (висоти). Розмір a змінюється в діапазоні від 2 мм до 80 мм, розмір c набуває трьох значень: 50 мм, 80 мм та 100 мм. Як можна бачити, прогин пластини зі збільшенням ширини спочатку різко збільшується, а потім практично не змінюється. Стабілізація прогину відбувається, коли подовження пластини (a/c) перевищує значення 0,8. Ця величина майже не залежить від ширини пластини c .

З цього дослідження можна зробити висновок, що при відстані від точки прикладення сили до найближчої границі $x = 0$ або $x = a$, більшої, ніж ширина c , крайові умови на цих границях вже не впливають на величину максимального прогину пластини.

У наступному дослідженні вивчався вплив жорсткості підкріплюючих пластин на максимальний прогин навантаженої пластини (рис. 3.13). Жорсткість підкріплюючих пластин змінюється завдяки товщині h_1 та її ширині c . Підкріплююча балка відсутня, решта вихідних даних така саме, як і в пп. 3.4.1.

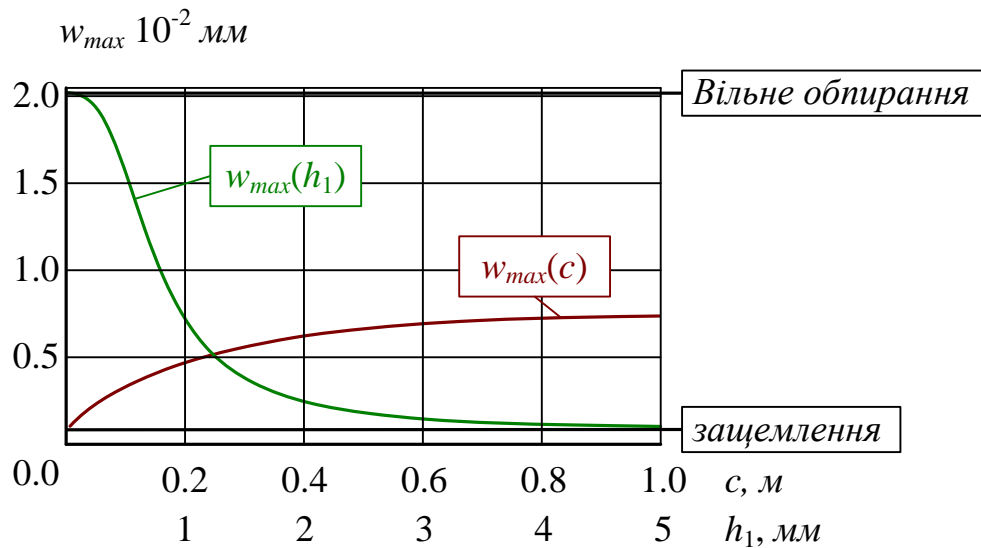


Рисунок 3.13 – Залежність максимального прогину від товщини підкріплюючої пластини h_1 та її ширини c

Можна бачити, що в залежності від товщини підкріплюючих пластин прогин змінюється в широкому діапазоні: від 0,001 мм за $h_1 > 10$ мм (умова жорсткого защемлення) до 0,02 мм за $h_1 = 0$ (умова вільного обпирання).

Зі збільшенням ширини підкріплюючих пластин c їхня жорсткість зменшується, що призводить до збільшення прогину. Вплив цього параметра на максимальний прогин менший, ніж вплив товщини пластини, але також суттєвий. Відмітимо, що за ширини пластини $c > 600$ мм величина її підтримуючої дії вже не залежить від c . Пластину можна вважати нескінченно широкою, а коефіцієнту жорсткості (3.11) можна надати простішу форму

$$K_n = -\lim_{c \rightarrow \infty} \frac{2D\alpha_n sh^2\alpha_n c}{ch\alpha_n c sh\alpha_n c - \alpha_n c} = 2D\alpha_n. \quad (3.40)$$

Таким чином, можна зробити висновок, що приймаючи при постановці крайової задачі стандартні умови обпирання замість реальних пружних, можна отримати значні похибки. Результати заключного дослідження наведено на рисунках 3.14 і 3.15, де показано графіки прогинів у точці прикладання сили, положення якої змінюється, тобто в (3.19) покладено $\eta = x$, $\xi = y$.

Ці графіки становлять ніщо інше, як корекцію траєкторії руху фрези для врахування прогину деталі. Розрахунки зроблені для конструкції, вихідні дані якої повністю співпадають із наведеними в пп. 3.4.1 (рис. 3.14) та за умови відсутності підкріплюючої балки (рис. 3.15). Порівнюючи ці результати, бачимо, що наявність підкріплюючої балки зменшує прогин в чотири рази. За її відсутності максимальний прогин за величини сили фрезерування, наприклад, $P = 50$ Н складає майже 0,06 мм.

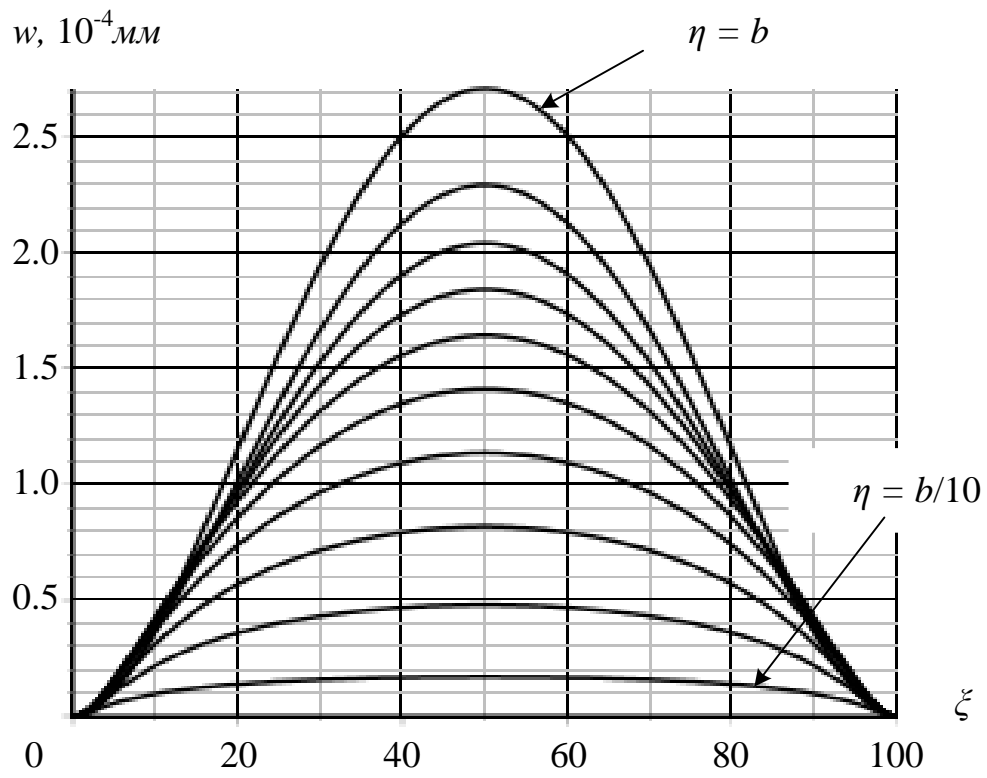


Рисунок 3.14 – Прогин пластини в точці прикладення сили

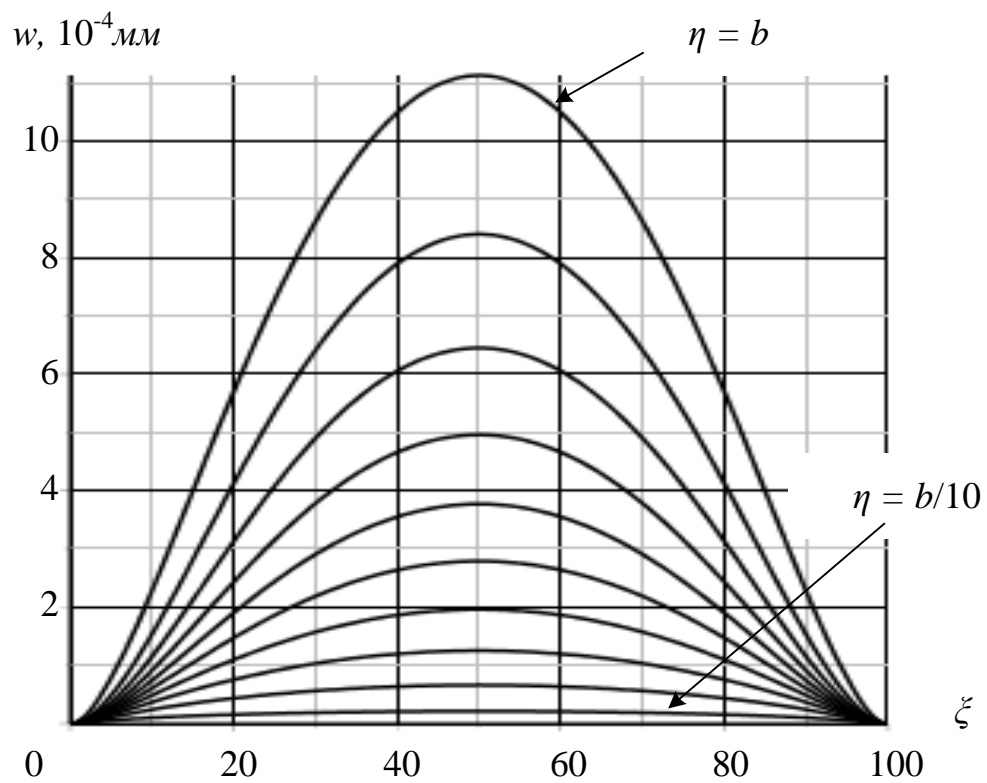


Рисунок 3.15 – Прогин пластини в точці прикладення сили без підкріплюючої балки

3.5 Визначення сили фрезерування під час деформації заготовки

Як вже зазначалось, визначення сили фрезерування нашої хується на труднощі, пов'язані з тим, що ця сила залежить від товщини стружки, товщина стружки залежить від прогину заготовки, який, знову ж таки, залежить від величини сили. Вирішення цієї проблеми неминуче зводиться до застосування ітераційної процедури [59]. Сутність цієї процедури показана на рисунку 3.16. Необхідність залучення такої процедури обумовлена, насамперед, залученням до визначення прогинів МСЕ. Основними її недоліками є: неможливість навіть обґрунтування збіжності ітераційної процедури, низька оперативність, пов'язана з необхідністю на кожній ітерації отримувати МСЕ-розв'язки. Більш кращим передбачається використання ітераційної процедури в межах методу Ньютона, яка забезпечує квадратичну збіжність наближеного розв'язку. Можливість використання методу Ньютона надають аналітичні розв'язки, отримані в підрозд. 3.2. Припустимо, що функція, яка задає величину значення сили від припуску δ за абсолютно жорсткої заготовки, відома – $P(\delta)$.

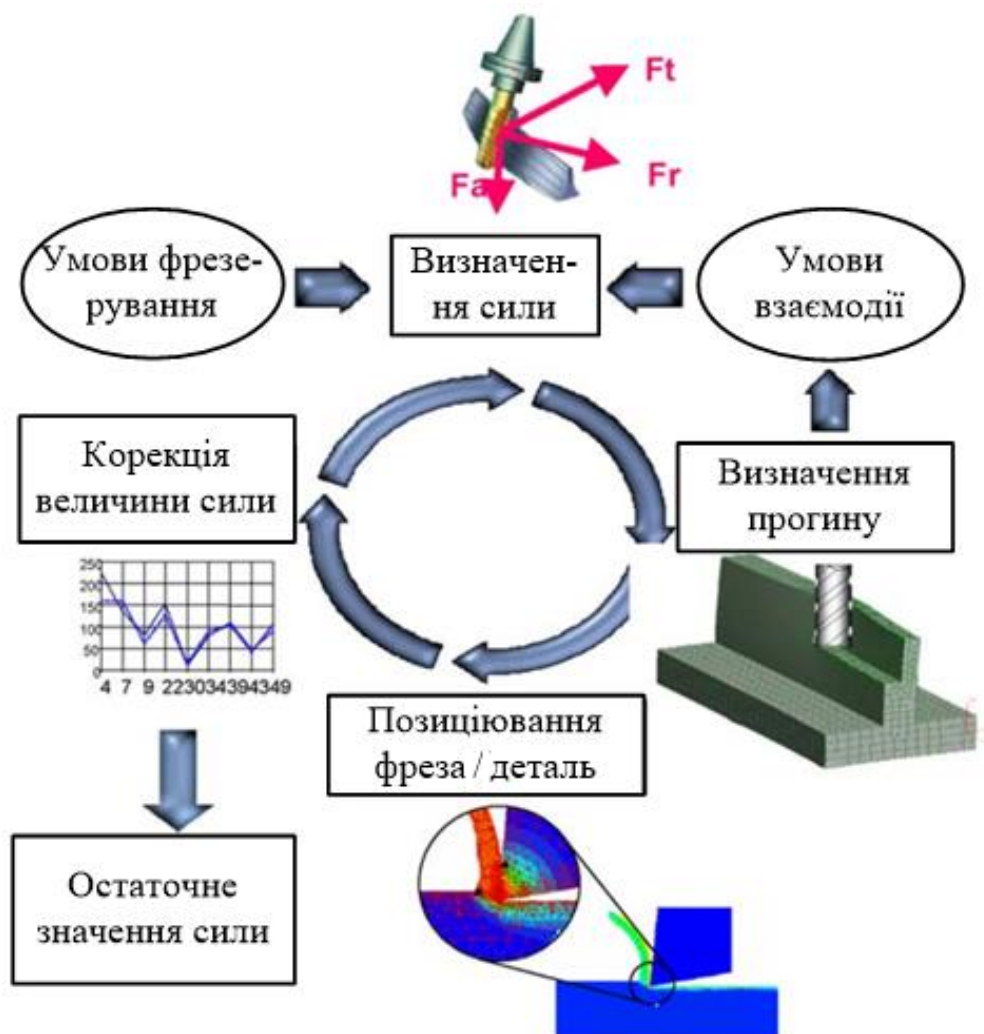


Рисунок 3.16 – Ітераційна процедура визначення сили різання [59]

При попутному фрезеруванні величина припуску зменшується на величину прогину деталі w (при зустрічному, відповідно, збільшується). Задача зводиться до розв'язку нелінійного рівняння

$$w - P(\delta \pm w)C_W = 0,$$

де C_W – визначається по (3.7) з урахуванням (3.19).

Згідно з методом Ньютона дійсний прогин визначиться в результаті покрокового наближення

$$w_{i+1} = w_i - \left[(w - C_W P(\delta \pm w)) \left(1 - C_W \frac{\partial P(\delta \pm w)}{\partial w} \right)^{-1} \right]_{w_i}.$$

Приклад. Необхідно визначити величину сили фрезерування з прикладу, наведеного в пп. 3.4.1 в точці прикладення сили (50, 50). Вважаємо, що залежність сили від товщини слою, що зрізається, для абсолютно жорсткої заготовки відома, і представляється табульованою величиною, наведеною в таблиці 3.2. Задана товщина шару, який необхідно зрізати $\delta = 0,5$ мм.

Таблиця 3.2 – Залежність сили від товщини шару, що зрізається

δ , мм	1,0	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1
P , Н	525	475	455	425	400	392	376	364	358	348

Як би заготовка була абсолютно жорсткою, то величина сили склала б $P_0 = 392$ Н, але в наслідок деформації деталі товщина шару, що зрізається, зменшується, відповідно зменшується величина сили. Результат застосування ітераційної процедури (рис. 3.16) з уточнення величин сили та прогину деталі наведено в таблиці 3.3. Товщина шару, що зрізається, підраховується як $\delta + w$. Як видно з таблиці, достатня точність досягається за п'ять ітерацій.

Таблиця 3.3 – Ітераційна процедура уточнення величин сили та прогину деталі

Но- мер ітер.	0	1	2	3	4	5
P , Н	392.0	375.263 63	363.535 52	357.382 92	357.549 50	357.544 99
w , мм	-.106 136 39	-.101 604 91	-.098 429 460	-.096 763 606	-.096 808 710	-.096 807 489

Якщо використовувати метод Ньютона з тим саме початковим кроком, то ця ж сама точність буде досягнута всього за три ітерації. Недоліком використання методу Ньютона є необхідність взяття похідної від табульованої функції.

Відмітимо, також, що корегування траєкторії руху фрези (типу приведених на рис. 3.14, 3.15) призначене забезпечити незмінну товщину шару, що зрізається, а значить і величину сили фрезерування.

Точність і оперативність обчислення отриманих аналітичних розв'язків з легкістю дозволяє використовувати їх для вибору режимів фрезерування та коригуванні шляху руху ріжучого інструменту, шляхом реалізації результатів у програмному забезпеченні машин з ЧПК.

4 АДАПТИВНЕ КЕРУВАННЯ РЕЖИМАМИ ОБРОБЛЕННЯ ЗА СКЛАДНИМИ ТРАЄКТОРІЯМИ В СИСТЕМІ ЧПК З ПОПЕРЕДНІМ ПЛАНУВАННЯМ ПОДАЧІ

4.1 Планування керуванням подачею у технологічних системах ЧПК

Під час планування контурної подачі в режимі реального часу існують серйозні обмеження часу оброблення через обмеження часу циклу керування. Планування в режимі реального часу може займати більшу частину часу циклу керування. Крім того, потрібно аналізувати не кількість кадрів, а ділянку траєкторії певної довжини. Альтернативою методам планування контурної подачі в реальному часі є попереднє планування контурної подачі перед початком керування рухом. Планування контурної подачі виконується для траєкторії інструмента, зазначеного в програмі ЧПК, і є незмінним під час його виконання. Відсутність обмежень часу під час виконання планування подачі дозволяє використовувати найповніший набір обмежень під час розрахунку допустимих швидкостей руху в кожному кадрі, застосовувати *S*-подібні закони розганяння / гальмування, які забезпечують гладке змінення диференціальних кінематичних характеристик. У цьому підрозділі для спрощення розрахунків у системі ЧПК подано трьохінтервальну модель *S*-подібного профілю подачі з гладко обмеженим ривком.

4.1.1 Концепція попереднього планування та контролю контурної подачі в дворівневій системі ЧПК

Однією з найпоширеніших архітектур ЧПК є дворівнева структура. На рисунку 4.1 показані основні етапи обміну даними в такій системі ЧПК. На прикладному рівні архітектура системи ЧПК визначається як складом прикладних блоків, які називають завданнями керування, так і необхідністю їхнього виконання в реальному часі [80, 222]. До таких завдань належать: геометричні (керування сервоприводами); логічні (електроавтоматичне керування); технологічні (підтримання або оптимізація параметрів технологічного процесу); диспетчеризація (контроль інших завдань на рівні програми); термінальні (діалог з оператором, відображення станів системи, редагування та перевірка програм ЧПК); комунікаційні (обмін інформацією з системою управління підприємством). Апаратним забезпеченням комплексу є дворівнева система ЧПК, у якій управління завданнями розподілено між двома ПК (рис. 4.1). Зв'язок між ПК базується на промисловій технології IoT. Панель оператора містить ПК, який працює на базі операційної системи Windows і вирішує завдання, які не потребують режиму реального часу.

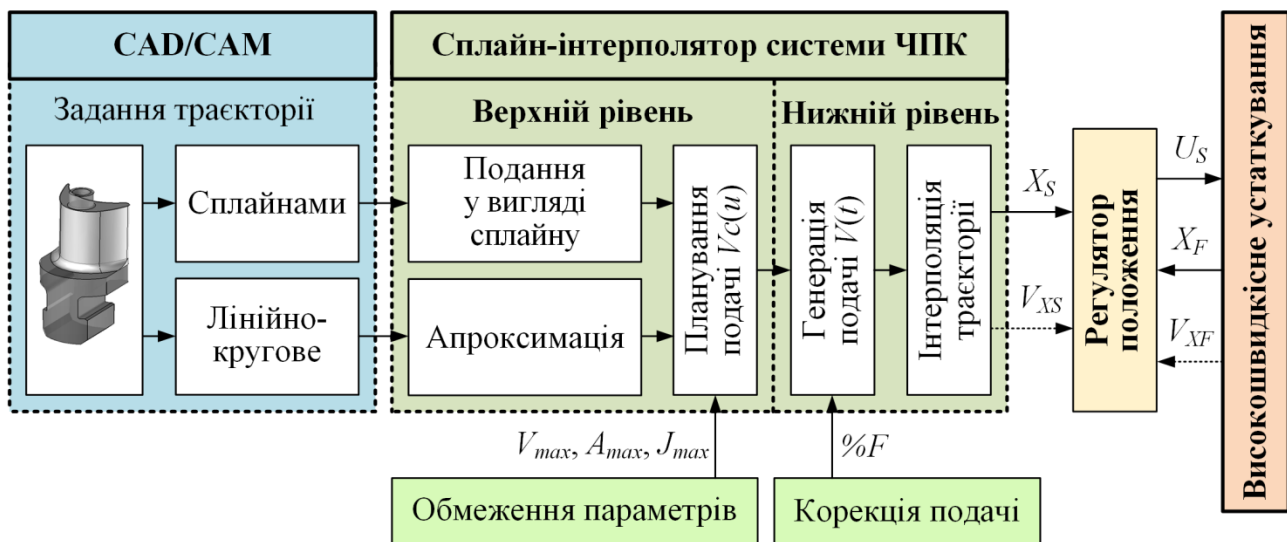


Рисунок 4.1 – Узагальнена структура дворівневої системи ЧПК [222]

Блок реального часу містить модуль ЦП та спеціалізовані модулі на основі FPGA, підключені до внутрішньої шини: модулі введення-виведення дискретного сигналу, контролери двигуна, модулі зворотного зв'язку та вирішує завдання, для яких режим реального часу є вирішальним. Відомо, що система CAD/CAM розраховує траєкторії інструментів і створює програму у вигляді G-коду, що не дозволяє описати змінення подачі по довжині кадру. Цю проблему вирішує система ЧПК за допомогою алгоритмів look ahead. Варто зауважити, що всі параметри, які визначають необхідність змінення подачі уздовж траєкторії інструменту, однозначно визначені та відомі системі ЧПК перед початком виконання програми ЧПК. Траєкторія інструменту визначається програмою ЧПК. Для кожної ділянки траєкторії відомі апріорно геометричні параметри інструменту. Динамічні характеристики сервопривода для конкретного верстата визначаються і встановлюються в налаштуваннях системи ЧПК. Математичні параметри S-подібного профілю контурної подачі також попередньо визначені в налаштуваннях системи ЧПК. У зв'язку з цим можна стверджувати, що завдання побудови планування змінення подачі вздовж траєкторії інструменту можна вирішити заздалегідь, щоб запобігти використанню модуля ЦП в реальному часі шляхом розрахунку допустимих швидкостей переміщення інструменту.

Концепція попереднього планування передбачає розділення по етапах за графіком змінення подачі вздовж траєкторії інструменту ($F_c(L)$, рис. 4.1) та реалізацію керування подачею в реальному часі ($F(t)$, рис. 4.1) [80, 222].

Реалізація концепції попереднього планування контурної подачі на відміну від концепції look ahead, яка реалізується в режимі реального часу, дозволяє виконувати аналіз подачі для необмежених ділянок траєкторії інструменту до всієї програми ЧПК. Виконання планування перед початком контролю дозволяє уникнути обмежень на час обробки даних і розмір буфера попереднього

перегляду. Відсутність обмежень на час і обсяг обробки даних дає змогу аналізувати будь-яку складність траєкторії інструменту. Розрахунок контурної подачі $F(t)$ в реальному часі здійснюється за допомогою табличного або аналітично представленого S -подібного профілю подачі. Вхідними даними для таких розрахунків є графік змінення контурної подачі вздовж довжини траєкторії інструменту $F_C(L)$.

4.1.2 Способи плану змінення контурної подачі в кадрах керуючої програми ЧПК

Контурна подача програмується в тексті програми ЧПК за адресою F для послідовності кадрів або кожного кадру окремо. Програма не містить інформації про метод і поводження контурної подачі під час переходу від кадру до кадру або змінення подачі під час кадру. У системі ЧПК у процесі компіляції вихідного тексту програми реалізовано програмне забезпечення перекладу тексту, представленого у вигляді G-коду у внутрішній формат. На етапі внутрішнього представлення NC формування програми на основі аналізу форми траєкторії підсистема планування контурної подачі має можливість обчислити для кожного кадру плану змінення контурної подачі $F_C(L)$. Разом із тим враховуються обмеження кінематичних і динамічних характеристик верстата.

Можна використовувати параметричну або функціональну модель встановлення графіка змінення контурної подачі в кадрі програми ЧПК [51, 159].

Кадри лінійно-кругової траєкторії характеризуються сталістю геометричних характеристик по довжині кадру. Це дозволяє встановити рух у кадрі з постійною швидкістю подачі, а діаграма змінення контурної подачі в кадрі задає два параметри: початок подачі (F_{BSi}) і кінець кадру (F_{BEi}). Ділянки змінення шляху контурної подачі реалізовані всередині кадру з використанням гладких S -подібних законів розганяння / гальмування.

Кадри траєкторії інструменту, які задано евольвентами, сплайнами та іншими кривими, характеризуються безперервним змінням геометричних характеристик по довжині кадру. Під час налаштування криволінійних кадрів можливе формування ділянки траєкторії з кількома екстремумами кривизни, що вимагає формування графіка змінення контурної подачі з кількома ділянками розганяння / гальмування в межах одного кадру. Для такого плану змінення контурної подачі може також бути сформованим шляхом застосування параметричної моделі. Водночас параметри початку подачі $F_{BS}(L_i)$ і кінця $F_{BE}(L_i)$ для ділянки траєкторії встановлюються для окремих ділянок кадру по довжині траєкторії інструменту (L_i) всередині кадру, тоді як для лінійно-кругових кадрів параметри встановлюються для меж кадру.

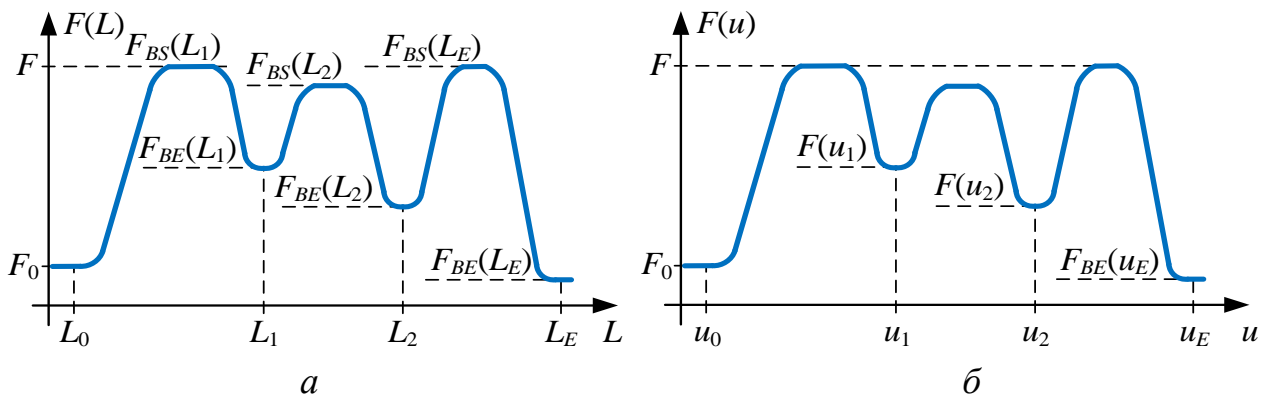


Рисунок 4.2 – Змінення контурної подачі на довжині криволінійного кадру: *а* – параметрична модель контурної подачі; *б* – функціональна модель контурної подачі

На рисунку 4.2, *а* наведено приклад задання плану змінення контурної подачі для криволінійного кадру із застосуванням параметричної моделі. Формування плану зміни контурної подачі за допомогою неперервної функції $F(u)$ на повній довжині криволінійного кадру (рис. 4.2, *б*) реалізується за допомогою функціональної моделі плану зміни контурної подачі.

На відміну від параметричної моделі завдання змінення контурної подачі, що формує симетричний закон розганяння / гальмування, застосування функціональної моделі дозволяє враховувати нерівномірність змінення кривизни траєкторії. Функціональна модель забезпечує можливість обчислення контурної подачі для будь-якої точки траєкторії з урахуванням локальної кривизни траєкторії й обмеження кінематичних і динамічних характеристик конкретного устаткування. Однак застосування параметричної моделі завдання плану змінення подачі вимагає значно меншого обсягу даних та витрат на обчислення в режимі реального часу.

4.1.3 Математична модель закону змінення контурної подачі високошвидкісного оброблення на ділянках розганяння / гальмування

Велика кількість моделей була запропонована для *S*-подібної подачі. Наприклад, у [51] використовували профілі трапецієподібного прискорення. У роботі [104] застосовано кубічні поліноми для профілю контурної подачі з розривним ривком. У роботі [55] була застосована поліноміальна функція для ривка безперервного профілю. Деякі автори запропонували застосування тригонометричних функцій для *S*-подібного профілю контурної подачі. Модель, яку запропоновано в роботі [97], забезпечує безперервний профіль прискорення з переривчастим ривком. У роботі [57] була запропонована модель безперервного профілю ривка, яка заснована на використанні функцій \sin і \cos .

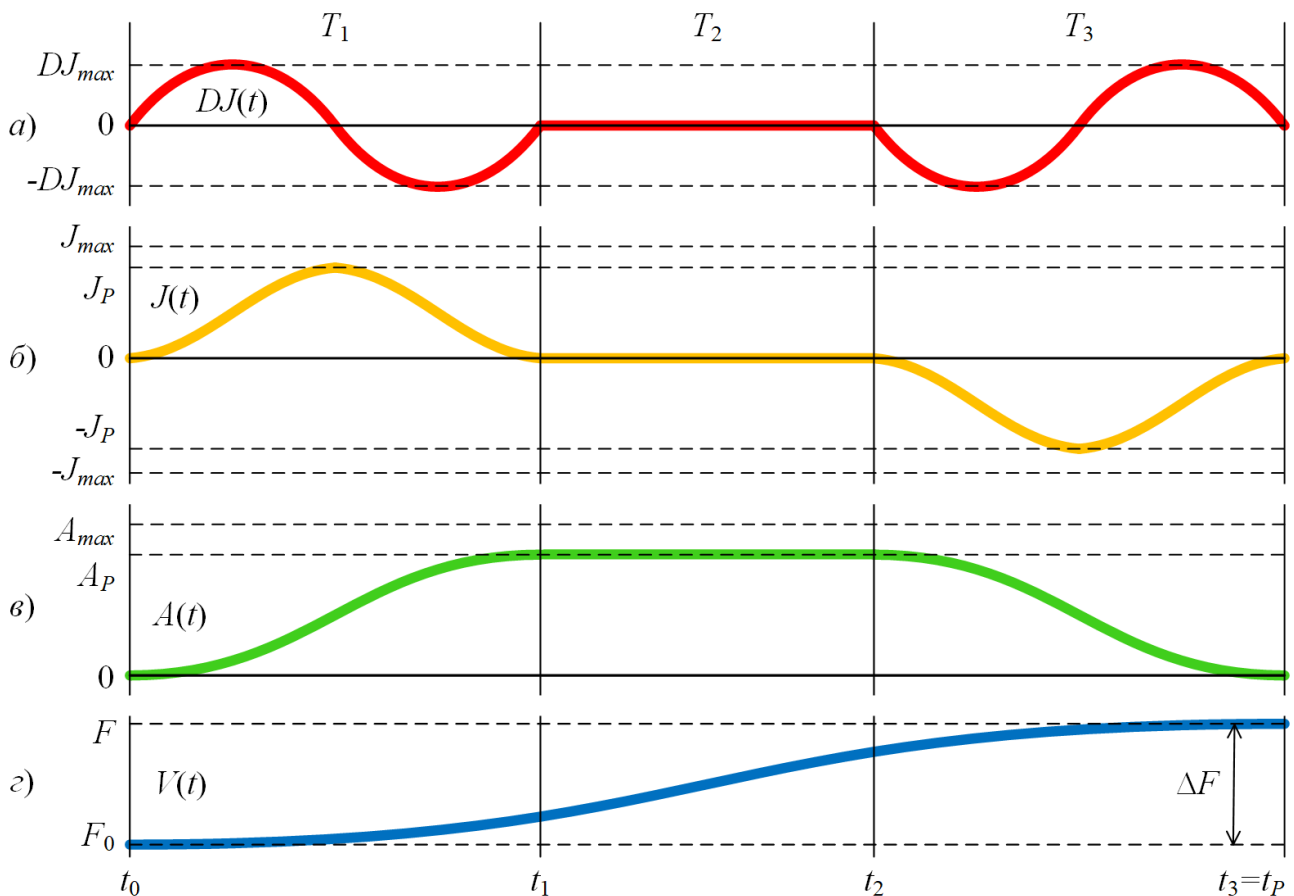


Рисунок 4.3 – Діаграма параметрів кінематичного руху:
 a – похідна ривка; b – ривок; v – прискорення; z – швидкість

Семиінтервальна модель S -подібного профілю контурної подачі з гладко обмеженим ривком з використанням функції \sin^2 запропонована в [159]. У цій роботі пропонується спрощена трьохінтервальна модель S -подібного профілю подачі з гладко обмеженим ривком з використанням функції \sin^2 [169] (рис. 4.3).

Запропоновано такі позначення для параметрів кінематичного оброблення: F_0 – контурна подача на момент початку кадру, м/с; F – задана контурна подача, м/с; A_P – найбільше досягнуте прискорення, м/с²; A_{\max} – максимальна межа прискорення, м/с²; J_P – найбільший досягнутий ривок м/с³; J_{\max} – максимальна межа ривка, м/с³; DJ_{\max} – максимальна межа похідної ривка, м/с⁴; Δt_P – тривалість змінення швидкості від F_0 до F , с; t_P – час закінчення змінення швидкості, с; $S(t)$ – функція переміщення, м; $V(t)$ – швидкість за траєкторією (контурна подача), м/с; $A(t)$ – функція прискорення, м/с²; $J(t)$ – функція ривка, м/с³; $DJ(t)$ – функція похідної ривка, м/с⁴. Для досягнення гладкості руху інструменту під час прискорення необхідно дотримуватися таких граничних умов: $V(t_0) = F_0$; $V(t_P) = F$; $A(t_0) = A(t_P) = 0$; $J(t_0) = J(t_P) = 0$; $DJ(t_0) = DJ(t_P) = 0$.

Запропоновано S -подібний профіль контурної подачі (рис. 4.3), який зазвичай містить три інтервали:

$$T_i = [t_{i-1}, t_i], i \in [1,3]. \quad (4.1)$$

Прискорення починається в момент t_0 і закінчується в момент $t_3 = t_p$, повна тривалість процесу Δt_p . Модель охоплює такі інтервали:

- T_1 – прискорення від $A(t_0) = 0$ до $A(t_1) = A_p$, тривалість інтервалу Δt_1 ;
- T_2 – рух із постійним прискоренням $A(t_1 \dots t_2) = const$, тривалість інтервалу Δt_2 ;
- T_3 – змінення прискорення від $A(t_2) = A_p$ до $A(t_3) = 0$, тривалість інтервалу Δt_3 .

У конкретному випадку інтервали постійного прискорення T_2 можуть не використовуватися.

Для кожного інтервалу часу i його початок визначається як

$$\tau(t) = (t - t_{i-1}), t \in T_i. \quad (4.2)$$

Повний час процесу

$$\Delta t_p = t_3 - t_0. \quad (4.3)$$

Закон змінення ривка заснований на функції \sin^2 з періодом, що визначається кутовою частотою ω (c^{-1}), значення якої обчислюється з умови $\sin^2(\omega \cdot \Delta t_1) = 0$:

$$\omega = \frac{\pi}{\Delta t_1}.$$

Функція варіації ривка визначається як:

$$J(t) = \begin{cases} J_p \cdot F_J(t), & t \in T_1, \\ 0, & t \in T_2, \\ -J_p \cdot F_J(t), & t \in T_3, \end{cases} \quad (4.4)$$

де $F_J(t) = \sin^2(\omega \cdot \tau(t))$.

Функція похідної ривка $DJ(t)$ визначається диференціюванням системи (4.4):

$$DJ(t) = \frac{dJ(t)}{dt} = \begin{cases} J_p \cdot F_{DJ}(t), & t \in T_1, \\ 0, & t \in T_2, \\ -J_p \cdot F_{DJ}(t), & t \in T_3, \end{cases} \quad (4.5)$$

де $F_{DJ}(t) = \omega \cdot \sin(2 \cdot \omega \cdot \tau(t))$.

Функції прискорення, швидкості та пройденої відстані можна отримати шляхом послідовного інтегрування функцій ривка, прискорення та швидкості (рис. 4.3)

$$A(t) = \int_{t_{i-1}}^{t_i} J(t)dt, \quad V(t) = \int_{t_{i-1}}^{t_i} A(t)dt, \quad S(t) = \int_{t_{i-1}}^{t_i} V(t)dt,$$

$$A(t) = \begin{cases} J_P \cdot FA(t), & t \in T_1, \\ A(t_1), & t \in T_2, \\ A(t_1) - J_P \cdot FA(t), & t \in T_3, \end{cases} \quad (4.6)$$

$$\text{де } FA(t) = \frac{\tau(t)}{2} - \frac{\sin(2 \cdot \omega \cdot \tau(t))}{4 \cdot \omega};$$

$$V(t) = \begin{cases} J_P \cdot FV(t) + F_0, & t \in T_1, \\ A(t_1) \cdot \tau(t) + V(t_1), & t \in T_2, \\ A(t_1) \cdot \tau(t) - J_P \cdot FV(t) + V(t_2), & t \in T_3, \end{cases} \quad (4.7)$$

$$\text{де } FV(t) = \left(\frac{\tau(t)}{2}\right)^2 - \left(\frac{\sin(\omega \cdot \tau(t))}{2 \cdot \omega}\right)^2.$$

Рівняння для визначення шляху, пройденого під час прискорення:

$$S(t) = \begin{cases} J_P \cdot FS(t) + F_0 \cdot t, & t \in T_1, \\ A(t_1) \cdot \frac{\tau(t)^2}{2} + V(t_1) \cdot \tau(t) + S(t_1), & t \in T_2, \\ A(t_1) \cdot \frac{\tau(t)^2}{2} - J_P \cdot FS(t) + V(t_2) \cdot \tau(t) + S(t_2), & t \in T_3, \end{cases} \quad (4.8)$$

$$\text{де } FS(t) = \frac{\tau(t)^3}{12} - \frac{\tau(t)}{8 \cdot \omega^2} + \frac{\sin(2 \cdot \omega \cdot \tau(t))}{16 \cdot \omega^3}.$$

Прискорення, швидкість і пройдена відстань, які будуть досягнуті в кінці інтервалу T_1 (у момент t_1), визначають з (4.4)–(4.8):

$$A(t_1) = J_P \cdot \frac{t_1}{2}, \quad V(t_1) = J_P \cdot \frac{t_1^2}{4} + F_0, \quad S(t_1) = J_P \cdot t_1^3 \cdot \left(\frac{1}{12} - \frac{1}{8 \cdot \pi^2}\right) + F_0 \cdot t_1.$$

Швидкість і пройдена відстань, які будуть досягнуті в кінці інтервалу T_2 (у момент t_2), визначаються з (4.4)–(4.8):

$$V(t_2) = F - J_P \cdot \frac{t_1^2}{4}, \quad S(t_2) = \frac{F+F_0}{2} \cdot (t_2 - t_1) + S(t_1).$$

Відстань, пройдена на ділянці прискорення, визначається рівнянням

$$S(t_P) = \frac{F+F_0}{2} \cdot (t_2 + t_1).$$

Запропонована математична модель спрощеного трьохінтервального S -подібного профілю подачі забезпечує гладко обмежений ривок і простоту розрахунків у системі ЧПК.

Для застосування запропонованої математичної моделі в системі планування та контролю контурної подачі необхідно вміти розраховувати часові інтервали циклу прискорення з урахуванням обмежень на кінематичні параметри [141, 159]. Параметр часу t_2 , що присутній в рівняннях швидкості та пройденої відстані, яка буде досягнута в кінці інтервалу T_2 , залежить від параметра t_1 . Цю залежність можна визначити з рівняння

$$A(t_1) \cdot (t_2 - t_1) = F - F_0 - 2 \cdot [V(t_1) - F_0]. \quad (4.9)$$

З чого, враховуючи співвідношення прискорення, швидкості, які будуть досягнуті в кінці інтервалу T_1 , отримаємо

$$t_2 = \frac{2 \cdot (F - F_0)}{J_P \cdot t_1}. \quad (4.10)$$

Загальний час прискорення t_p , враховуючи, що інтервали часу T_1 і T_3 однакові, буде визначатися за рівнянням

$$t_p = t_2 + t_1. \quad (4.11)$$

За $t = t_1$ і $A(t) = A_{\max}$ знайти початковий інтервал прискорення t_{1A} , де прискорення досягає максимально допустимого значення

$$t_{1A} = 2 \frac{A_{\max}}{J_P}. \quad (4.12)$$

З рівняння (4.5) за $t = t_1/4$ і $DJ(t) = DJ_{\max}$ знаходимо час початкового інтервалу прискорення t_{1J} , де похідна ривка досягає максимально допустимого значення

$$t_{1J} = \frac{\pi \cdot J_P}{DJ_{\max}}. \quad (4.13)$$

Очевидно, що параметр t_1 повинен задовольняти умові

$$\frac{4 \cdot \pi \cdot J_P}{DJ_{\max}} \leq t_1 \leq \frac{2 \cdot A_{\max}}{J_P}, \quad (4.14)$$

отже, друге обмеження на значення J_P

$$J_P \leq \sqrt{\frac{A_{\max} \cdot DJ_{\max}}{2 \cdot \pi}}. \quad (4.15)$$

Раніше зазначалося, що для певних комбінацій вихідних даних інтервал прискорення T_2 може бути відсутнім на ділянці прискорення. У цьому випадку, враховуючи швидкість, яка буде досягнута в кінці інтервалу T_1 , можна записати рівняння

$$F = F_0 + 2 \cdot J_P \cdot \frac{t_{1F}^2}{4}, \quad (4.16)$$

з якого знаходимо час початкового інтервалу прискорення t_{1F} для випадку, коли система досягає заданої робочої подачі F без постійного інтервалу прискорень T_2 :

$$t_{1F} = \sqrt{\frac{2 \cdot (F - F_0)}{J_P}}. \quad (4.17)$$

Якщо $t_{1A} < t_{1F}$, то ділянка прискорення міститиме ненульовий інтервал постійного прискорення ($t_2 > t_1$), а якщо $t_{1F} < t_{1A}$, інтервал постійного прискорення буде відсутнім ($t_2 = t_1$), але прискорення на ділянці прискорення не буде перевищувати максимально допустиме ($A(t) < A_{\max}$).

Легко переконатися, що за $t_1 = t_{1F}$, коли на ділянці прискорення немає постійного інтервалу прискорень, значення t_2 , що розраховане за рівнянням (4.10), буде дорівнювати значенню t_1 , обчисленому за рівнянням (4.17).

На невеликому інтервалі $F - F_0$ значення параметра t_1 , розраховане за рівнянням (4.17), може зменшитися так, що обмеження (4.14) на максимально допустиму швидкість змінення ривка буде порушено.

Щоб виключити таку можливість, введемо третє обмеження на значення «ривка прискорення», яке визначається нерівністю

$$\frac{\pi \cdot J_P}{DJ_{max}} \leq \sqrt{\frac{2 \cdot (F - F_0)}{J_P}}, \quad (4.18)$$

розв'язавши яку згідно з J_P , отримуємо

$$J_P \leq \sqrt[3]{\frac{2 \cdot (F - F_0) \cdot DJ_{max}^2}{\pi^2}}. \quad (4.19)$$

Таким чином, оптимальне значення параметра J_P , що забезпечує реалізацію обмеження на швидкість, прискорення, ривок і швидкість ривка, визначається рівнянням

$$J_P = \min \left(J_{max}, \sqrt{\frac{A_{max} \cdot DJ_{max}}{2 \cdot \pi}}, \sqrt[3]{\frac{2 \cdot (F - F_0) \cdot DJ_{max}^2}{\pi^2}} \right), \quad (4.20)$$

і оптимальний час t_1 початкового інтервалу прискорення за рівнянням

$$t_1 = \min(t_{1A}, t_{1F}). \quad (4.21)$$

Таким чином, запропонована математична модель закону змінення контурної подачі на ділянках шляху розганяння / гальмування дала змогу розв'язання задачі визначення часу інтервалів циклу прискорення з урахуванням обмежень кінематичних параметрів.

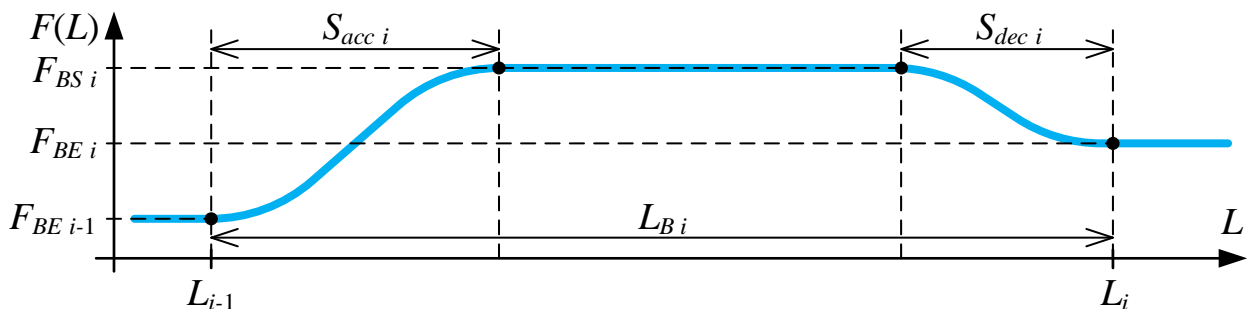
4.1.4 Попереднє планування контурної подачі з використанням гладких S-подібних законів розганяння / гальмування

Розглянемо процедуру планування подачі в системі ЧПК у разі застосування параметричної моделі налаштування профілю для змінення контурної подачі. У цій моделі діаграму змінення контурної подачі в кадрі або на ділянці керування подачею можна задати двома параметрами – контурною подачею на початку (F_{BSi}) та в кінці ділянки (F_{BEi}) або кадру (рис. 4.4). Найменший з наступного вибирається як початкова контурна подача кадру (F_{BSi}): контурна подача, визначена в тексті для кадру потоку G-коду; контурна подача обмежена максимально допустимим відцентровим прискоренням під час руху по криволінійній траєкторії; подача, допустима за умовою граничної осьової подачі;

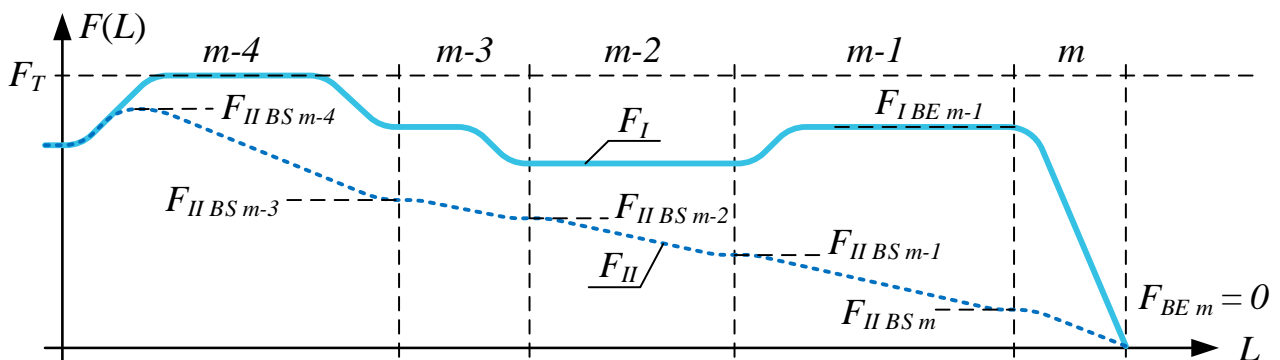
контурна подача досягається шляхом постійного прискорення від подачі попереднього блока кінця F_{BEi-1} на довжину кадру.

Рух у кадрі завжди починається з контурної подачі, досягнутої в попередньому кадрі (F_{BEi-1}). На початку кадру контурна подача прискорюється, щоб подати кадр (F_{BSi}). Переміщення протягом основної частини кадру здійснюється на контурній подачі поточного кадру (F_{BSi}). У кінці кадру відбувається уповільнення перед кінцем поточного кадру (F_{BEi}). Алгоритм планування контурної подачі складається з двох етапів, які відповідають формуванню діаграм F_I та F_{II} (рис. 4.5). На першому етапі планування розв'язується задача визначення значень подачі початкового F_{BSi} і кінцевого F_{BEi} кожного кадру з умови можливості переміщення в поточному кадрі з урахуванням наступних обмежень.

Найменше з наступного вибирається як кінець контурної подачі кадру (F_{BEi}): контурна подача, подана як контурна подача початку кадру (F_{BSi}); контурна подача, дозволена для переходу від поточного до наступного кадру у разі зміни вектора напрямку подачі з урахуванням обмежень нових миттєвих прискорень і ривків до кожної осі керування.



Рисуюнок 4.4 – Діаграма змінення контурної подачі на ділянці керування подачею або довжині кадру



Рисуюнок 4.5 – Етапи побудови планування змінення контурної подачі вздовж траєкторії

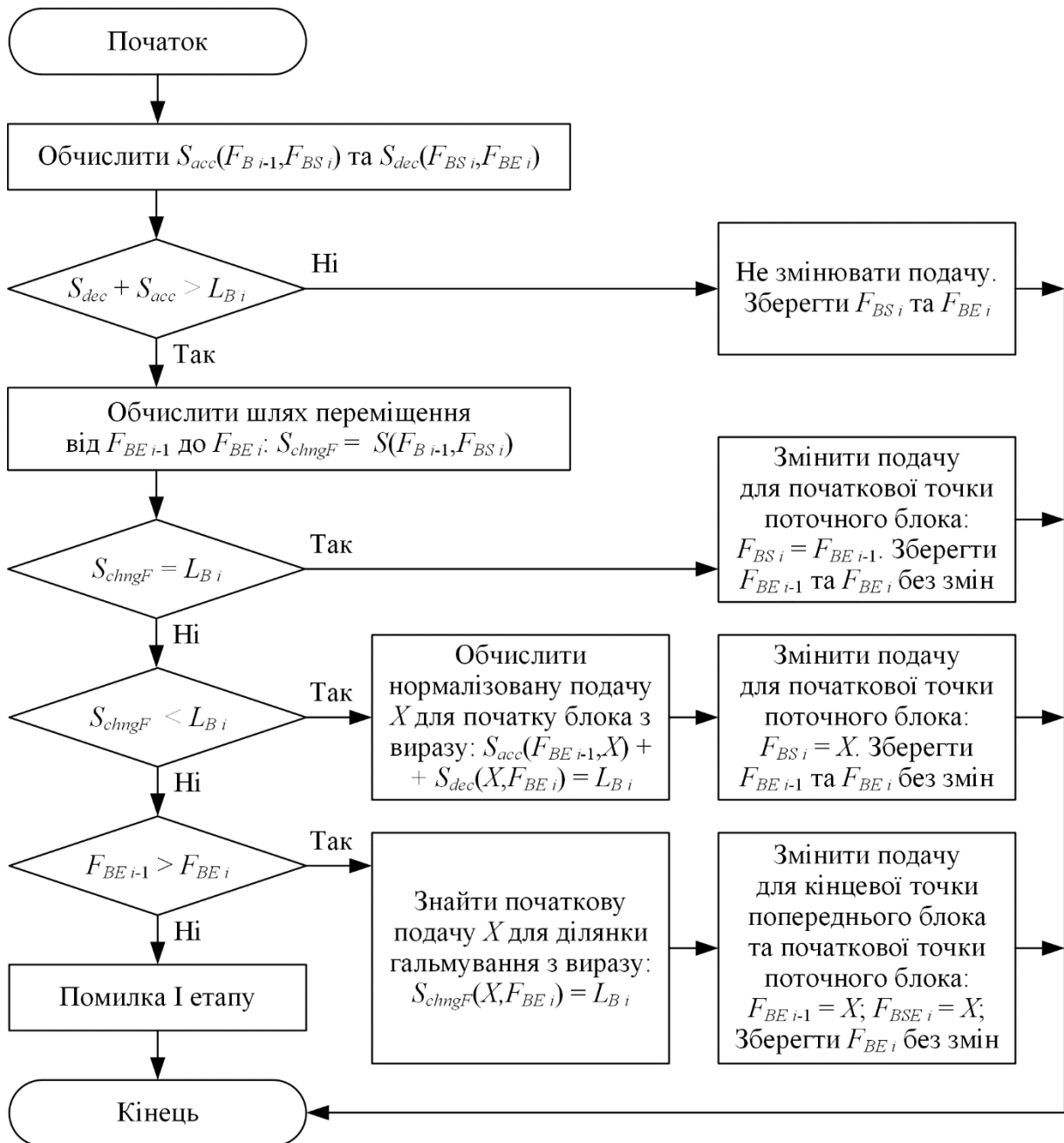


Рисунок 4.6 – Алгоритм другого етапу планування подачі

Результатом першого етапу планування є діаграма F_I (рис. 4.5), яка визначає можливі подачі руху в кадрі. На другому етапі розв'язується задача забезпечення можливості уповільнення контурної подачі в кінці ділянки руху або в будь-якому довільному кадрі ділянки, відповідно до алгоритму (рис. 4.6). Для включення гальмування відбувається зменшення значення i встановлюється диференціальна подача в кадрі.

Результатом другого кроку планування є скоригований графік зміни контурної подачі $F_C(L)$, який відповідає діаграмі F_{II} (рис. 4.5). Регулювання зменшують довжину ділянок розганяння / гальмування. Це автоматично гарантує, що раніше накладені обмеження на діаграму змінення графіка подачі надаються, і додаткові перевірки не потрібні.

Заздалегідь невідомо кількість кадрів, у яких необхідно налаштувати подачу для виконання гальмування подачі від заданого в програмі до кінцевої подачі m -го кадру. Здійснюється послідовне сортування кадрів від кінця до початку програми. У кожному кадрі розраховуються подачі X_m, X_{m-1} , з яких довжину кадру можна сповільнити до подачі, зазначеної в кінці відповідного кадру, і прийняти за подачу початку поточного кадру (F_{BSi}) і подача кінця попереднього кадру (F_{BEi-1}). Розроблений алгоритм попереднього планування реалізований у дворівневій системі ЧПК [80] не має обмежень на кількість аналізованих блоків і час виконання аналізу.

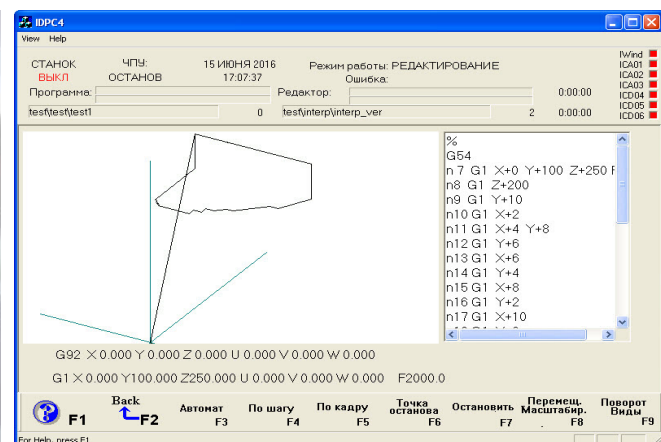
4.1.5 Тестування методу контролю контурної подачі

Проведено порівняння результатів планування контурної подачі для випробувальної траєкторії, отриманих шляхом застосування запропонованого способу та керування верстатом MCV1000 із системою ЧПК Heidenhain iTNC530 (рис. 4.7, а). Тестова траєкторія становить набір лінійних кадрів (рис. 4.7, б). На траєкторії подані основні типи сполучень суміжних кадрів та різноманітні комбінації послідовності кадрів малої та великої довжини, що забезпечує можливість перевірки обмежень, властивих методам регулювання контурної подачі. Аналіз результатів планування подачі проводили за даними інтерполяції швидкості руху, записаними за допомогою технічних засобів дворівневої системи ЧПК [80] та підсистеми Score iTNC530. Діаграма змінення швидкості інтерполяції вздовж траєкторії інструмента отримується з такими обмеженнями:

- контурна подача $F = 2\,000$ мм/хв;
- обмеження осьових переміщень контурної подачі $F_{\max} = 10\,000$ мм/хв;
- максимально допустиме прискорення під час руху за траєкторією $a = 4$ м/с²;
- максимально допустимий ривок під час руху за траєкторією $J = 20$ м/с³.



а



б

Рисунок 4.7 – П'ятиосьовий MCV1000 із системою ЧПК Heidenhain iTNC530 (а) та тестова траєкторія (б)

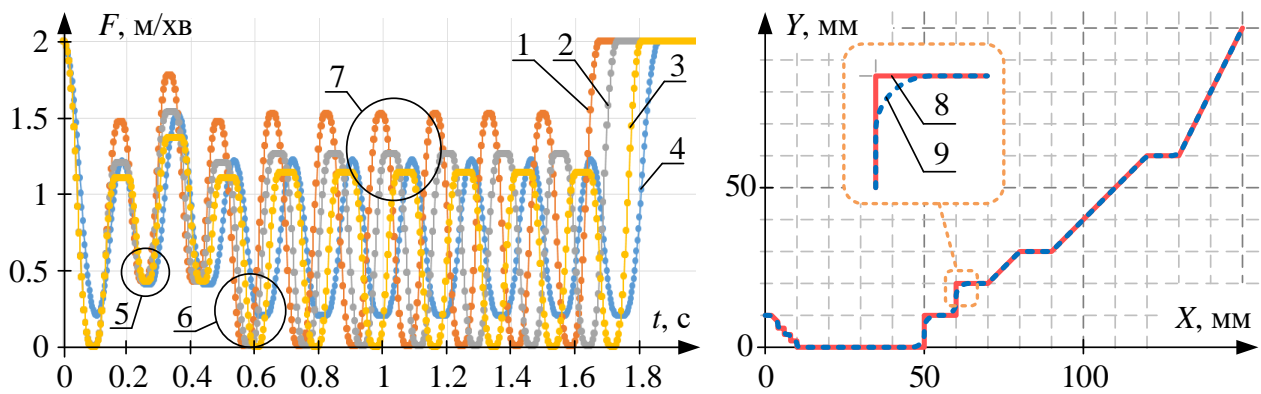


Рисунок 4.8 – Порівняння діаграм контурної подачі, сформованих запропонованим методом та з подачею в ЧПК Heidenhain iTNC530: 1 – подача за $a = 4 \text{ м/с}^2$, $J = 20 \text{ м/с}^3$, $dJ/dt = 6\,600 \text{ м/с}^4$; 2 – подача за $a = 4 \text{ м/с}^2$, $J = 20 \text{ м/с}^3$, $dJ/dt = 1\,600 \text{ м/с}^4$; 3 – подача за $a = 4 \text{ м/с}^2$, $J = 10 \text{ м/с}^3$, $dJ/dt = 1\,700 \text{ м/с}^4$; 4 – подача Heidenhain iTNC530 за $a = 4 \text{ м/с}^2$, $J = 20 \text{ м/с}^3$; 5 – подача на стику кадрів з малим кутом зламу; 6 – подача на стику кадрів з великим кутом зламу; 7 – подача, досягнута на довжині короткого кадру; 8 – точна траєкторія, зазначена в програмі ЧПК; 9 – траєкторія, наближена до ЧПК Heidenhain iTNC530

На рисунку 4.8 показана схема змінення контурної подачі, які формуються за допомогою запропонованого способу порівняно з ЧПК Heidenhain iTNC530. При загальній подібності діаграм змінення контурної подачі вздовж траєкторії інструменту очевидні відмінності величин подачі в момент проходження точки сполучення кадрів з великим кутом руйнування (крива 6, рис. 4.8) і значень подачі, досягнутих за короткої довжини кадру (крива 7, рис. 4.8), хоча величина подачі в точках сполучення з малим кутом зламу майже однакова як для Heidenhain, так і для запропонованого способу (крива 5, рис. 4.8).

Для запропонованого методу керування отримано діаграму змінення контурної подачі за обмежень подачі, прискорення та ривку аналогічних, що використовується в ЧПК Heidenhain iTNC530. Крім обмежень швидкості, прискорення та ривка, змінювалося значення допустимої швидкості змінення ривка $dJ/dt = 1\,600, 6\,600 \text{ м/с}^4$ (крива 1, 2, рис. 4.8). Збіг контурної подачі в точках стику з малим кутом руйнування вказує на збіг моделей, що враховують обмеження кінематичних характеристик траєкторії, використаної в Heidenhain iTNC530, і запропонованого способу (крива 5, рис. 4.8).

Значна різниця в подачах на ділянках стикувальних кадрів із великим кутом згину (крива 6, рис. 4.8) пояснюється наявністю режиму апроксимаційного згладжування гострих кутів у системі iTNC530 (крива 9, рис. 4.8), тоді як в експериментальній дворівневій системі ЧПК гострі кути інтерполювалися без згладжування (крива 8, рис. 4.8).

Таблиця 4.1 – Порівняння результатів тесту

Параметр	Heidenhain	Експериментальна дворівнева система ЧПК		
$a, \text{м/с}^2$	4	4	4	4
$J, \text{м/с}^3$	20	20	20	10
$dJ/dt, \text{м/с}^4$	–	6 600	1 600	1 700
$t, \text{с}$	1,87	1.67	1,73	1.8
%	–	10.7	7.4	3.7

У таблиці 4.1 наведено результати випробувань. За подібних обмежень на величину прискорення та ривка запропонований *S*-подібний метод планування контурної подачі з гладко обмеженим ривком забезпечує скорочення часу оброблення з 7,4 % до 10,7 %.

4.2 Адаптація технологічних режимів високошвидкісного оброблення

Метою адаптивної системи керування є автоматичне підтримання будь-яких параметрів оброблення в заданому діапазоні відхилень в умовах різних факторів впливу на процес. Очевидно, що найбільший вплив на результат надає безпосередньо сам процес різання [23, 221, 234]. Одним із несприятливих явищ під час різання є прилипання матеріалу до інструменту, яке виникає в результаті несприятливого поєднання параметрів процесу [18]. Причинами таких комбінацій можуть бути похибки в призначенні параметрів процесу та особливостей функціонування обладнання з ЧПК. Використання алгоритмів Look-ahead забезпечує необхідну для високошвидкісного оброблення точність [11, 130, 253]. З іншого боку, зменшення подачі на деяких ділянках призводить до значного зменшення кількості подачі на зуб, що за певних умов призводить до порушення нормального процесу різання. Крім того, варто також враховувати динаміку керування електродвигуном [44, 113], щоб уникнути відхилення режиму оброблення.

У цьому підрозділі розглядається проблема забезпечення стабільного різання та усунення дефектів поверхні, що призводять до налипання матеріалу на інструмент. Розглянуто проблему розроблення нового методу адаптивного керування швидкістю різання в режимі відстеження контурної подачі.

4.2.1 Огляд методів адаптивного керування механічним обробленням

Основна ідея використання адаптивних систем керування полягає у забезпеченні відповіді на відхилення параметрів оброблення з метою їхньої корекції або повного усунення для забезпечення необхідної точності та якості оброблення. Адаптивні системи керування верстатами реалізовані на базі ПК з

розробленими програмованими можливостями. Розширені функціональні та адаптивні можливості систем ЧПК досягаються завдяки їхньому удосконаленню шляхом збільшення програмного забезпечення [96]. Методи та алгоритми адаптації залежать від видів технологічних операцій, що реалізуються на обладнанні. У системах з ЧПК для токарного оброблення є функції підтримки постійної швидкості різання G96, G97 [135, 203]. У режимі підтримки постійної швидкості різання система ЧПК змінює швидкість обертання шпинделя залежно від положення інструменту вздовж осі, що дозволяє обробляти діаметральний розмір деталі (рис. 4.9). Цей режим використовується для стабілізації процесу різання та отримання однакової якості поверхні на ділянках різного діаметра. Для фрезерного обладнання найбільш часто розглядається проблема адаптації подачі для підтримки постійної сили різання [197] або крутного моменту шпинделя [145]. У більшості систем ЧПК у режимі адаптивного керування подачею для внутрішнього використання ЧПК встановлює потенціометр швидкості шпинделя на 100 % і не допускається регулювання швидкості шпинделя. У цьому режимі оператор не може змінити швидкість шпинделя. Система ЧПК бере на себе функцію змінення потенціометра подачі (рис. 4.10). У цьому режимі змінення швидкості руху по шляху оброблення визначається величиною навантаження на шпиндель, що забезпечує підвищення продуктивності.

Адаптація подачі по контуру може виконуватися не тільки відповідно до навантаження на шпиндель, але й відповідно до форми траєкторії. В обробних системах ЧПК з корекцією діаметра інструменту функції G64, G65 [110] підтримують постійну подачу по контуру в точці контакту інструменту, забезпечують постійну подачу на зуб при обробленні криволінійних увігнутих або опуклих ділянок траєкторії оброблення (рис. 4.11). Подібні функції доступні в різних системах ЧПК [112, 253].

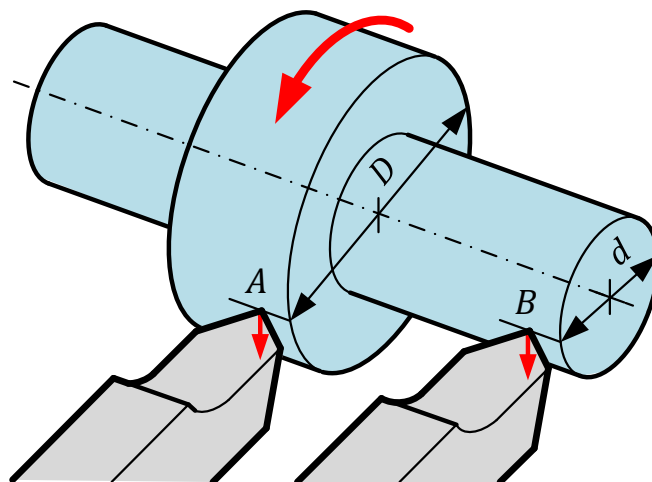


Рисунок 4.9 – Режим постійної швидкості різання за токарного оброблення

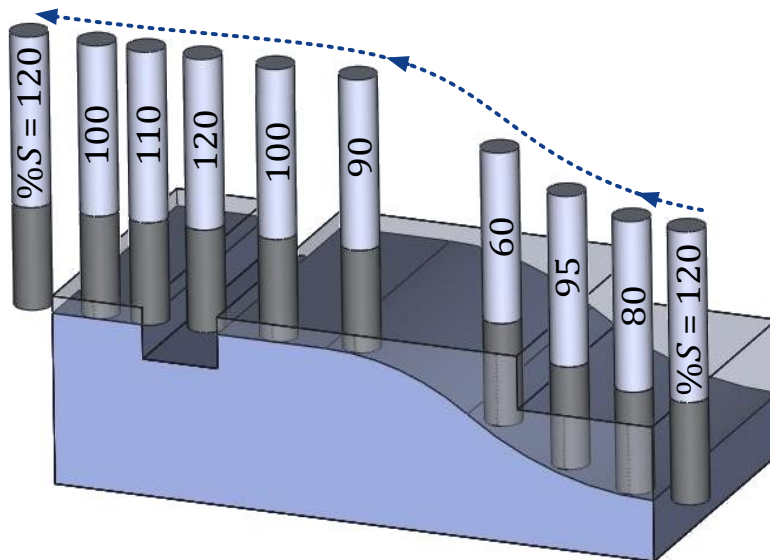


Рисунок 4.10 – Адаптація подачі відповідно до навантаження на шпиндель

Підсистема ЧПК Look-ahead дозволяє скласти раціональний план змінення подачі по контуру вздовж траєкторії оброблення, однак за реального оброблення діаграма змінення подачі по контуру зазвичай відрізняється від попередньо створеного плану. Змінення подачі варто виконувати в таких ситуаціях:

- під час оброблення змінюється робочий режим шляхом встановлення відсотка подачі ($\% F$) і коректора швидкості шпинделя ($\% S$);
- у разі забезпечення неперевищення меж осьових характеристик верстата, наприклад, перевищення максимально допустимої осевої подачі під час виконання програми керування за підвищеного відсотка подачі;
- з адаптивною реакцією на граничні стани сусідніх вузлів, наприклад, зменшення подачі у разі перевищення навантаження на шпиндель.

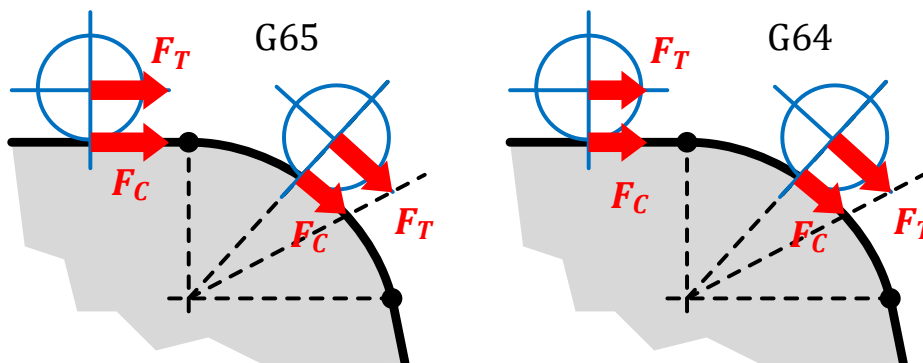


Рисунок 4.11 – Підтримка постійної подачі на зуб [253]: F_T – подача, задана для центра інструменту; F_C – подача, задана для точки контакту інструменту

У таких ситуаціях система керування контурною подачею коригує існуючий варіант плану подачі відповідно до факторів, які виникають під час оброблення. Що призводить до відхилення від запрограмованої комбінації параметрів оброблення.

Використання *S*-подібних алгоритмів розганяння / гальмування в системі Look-ahead забезпечує плавне змінення контурної подачі [51, 159], що позитивно впливає на точність руху за траєкторією, але істотно ускладнює забезпечення технологічних режимів оброблення. Зменшення подачі на окремих ділянках траєкторії призводить до значного зменшення кількості подачі на зуб, а за певних умов може призвести до порушення нормального процесу різання.

Під час різання теплові явища визначають температуру в зоні різання, що безпосередньо впливає на характер пластичної деформації при утворенні стружки, налипання, усадки стружки, а також впливає на сили різання та мікроструктуру поверхневого шару (рис. 4.12) [68, 236].

Для конкретного обробленого металу та умов постійного змащування розмір і форма налипання визначаються лише температурою на передній грані леза інструменту. Швидкість різання, товщина шару різання та передній кут впливають, оскільки вони впливають на температуру різання [236].



Рисунок 4.12 – Фрагмент процесу різання [236]: *a* – нормальний процес різання; *б* – різання з налипанням (матеріал налипає до інструменту)

Тепло, що утворюється під час процесу різання, передається стружці (Q_{CH}), до заготовки (Q_W), до інструменту (Q_T), а в навколишнє середовище радіацією (Q_R)

$$Q = Q_{CH} + Q_W + Q_T + Q_R. \quad (4.22)$$

Після збільшення швидкості різання велика частина тепла відводиться стружками [236]. Для видалення тепла із зони різання під час високошвидкісного оброблення потрібне нормальне утворення стружки. З цієї причини гальмування подачі під час оброблення ділянок траєкторії з перегином або викривленням через зменшення об'єму стружки може призвести до небажаного підвищення температури та налипання.

Кількість тепла, що виділяється в процесі різання, можна оцінити за виразом [236]:

$$Q = p_c \cdot F_c \cdot V_c, \quad (4.23)$$

де p_c – питомий тиск різання; F_c – площа поперечного перерізу шару зрізаного матеріалу; V_c – швидкість різання.

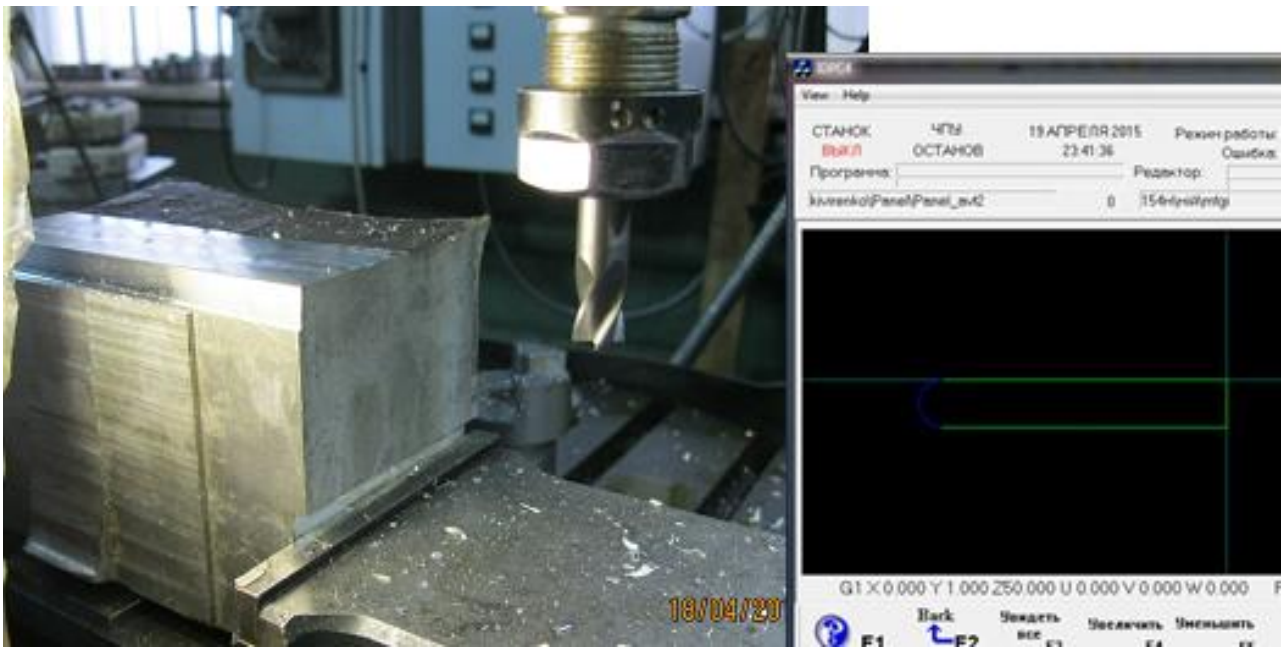
Зі збільшенням у V_c , збільшується потужність різання, а отже, і потужність джерел тепла. Однак ця залежність не є прямо пропорційною, оскільки зі збільшенням компонентів V_c , p_c , F_c , зменшується внаслідок змінення усадки стружки. Крім того, частина тепла, що проходить в інструмент, зменшується завдяки зменшенню довжини площі контакту, тобто велика частина тепла зникає разом зі стружкою, тому зростання Q від V_c далі сповільнюється [236].

Дослідження різання алюмінієвих сплавів АМг6, 01570С, В1469 показало, що вираз (4.23) відповідає експериментальним даним до швидкостей різання порядку 700 м/хв [218] та 10-кратному змінненні подачі на зуб, тепло, що виділяється під час різання, змінюється в 5 разів. Отже, зменшення подачі за постійної швидкості різання призводить до підвищення температури стружки.

Під час руху за траєкторією оброблення з гальмуванням подачі неможливо вплинути на значення p_c , F_c . Під час руху за траєкторією оброблення з повільною подачею немає можливості вплинути на значення p_c , F_c . Очевидно, що для впливу на теплоутворення в зоні різання (4.23) у таких ділянках можна змінювати значення швидкості різання V_c . Ефект налипання матеріалу до інструменту спостерігається під час оброблення в'язких матеріалів в деяких умовах різання (рис. 4.12, б). Підвищення температури в зоні різання створює умови для появи цього ефекту. Налипання категорично неприпустимо для механічного оброблення деталей літака. Традиційно ця проблема вирішується зміною конструкції ріжучого інструменту або використанням охолоджуючої рідини, але в цій роботі йдеться про механічне оброблення без використання охолоджуючої рідини. Адаптація швидкості різання відповідно до змінення контурної подачі не розглядається в роботах інших авторів і реалізаціях систем ЧПК.

4.2.2 Дослідження граничних режимів швидкісного оброблення алюмінієвих сплавів

Дослідження впливу параметрів різання на механічне оброблення сплаву 1933 проводили методом контрольного зразка пробного фрезерування [128]. Дослідження проводилось із забезпеченням постійних параметрів оброблення, таких як швидкість різання, ширина різання, товщина шару зрізу, подача на зуб. Розганяння / гальмування до заданої технологічної подачі здійснювалося поза оброблюваної заготовки (рис. 4.13).



a

б

Рисунок 4.13 – Дослідження граничних режимів оброблення: *a* – механічне оброблення заготовки; *б* – траєкторія оброблення

Таблиця 4.2 – Режими дослідження (a_p – осьова глибина різання, мм; a_e – радіальна глибина різання, мм; + процес з налипанням до інструменту; – процес без налипання до інструменту)

F , мм/хв	50	100	200	300	450	600	800	1000	2000
f_z , мм	0,000 5	0,001	0,002 1	0,003 1	0,004 7	0,006 3	0,008 3	0,010 4	0,020 8
V_C , м/хв	1 500								
a_p , мм	12								
a_e , мм	2								
Результат	-	+	+	+	+	+	+	+	-

Для кожної досліджуваної комбінації параметрів швидкості різання, ширини та глибини різання заповнювали таблицю 4.2 відмітками про наявність налипання матеріалу на інструмент. У результаті дослідження виявлено стійку закономірність появи відповідного явища в середньому діапазоні подач.

На рисунку 4.14 показано стан інструменту після контрольного зразка механічного оброблення з постійною швидкістю різання за різних подач. Як видно з наведеного матеріалу, у конкретному експерименті налипання відсутнє за подач менше 100 мм/хв і подач більше 1 000 мм/хв. Виявлено діапазон швидкостей різання та відповідних подач, за яких матеріал налипає до інструменту (рис. 4.15). Для кожної швидкості різання існує ряд проблемних комбінацій параметрів різання, що призводить до налипання матеріалу до інструменту.

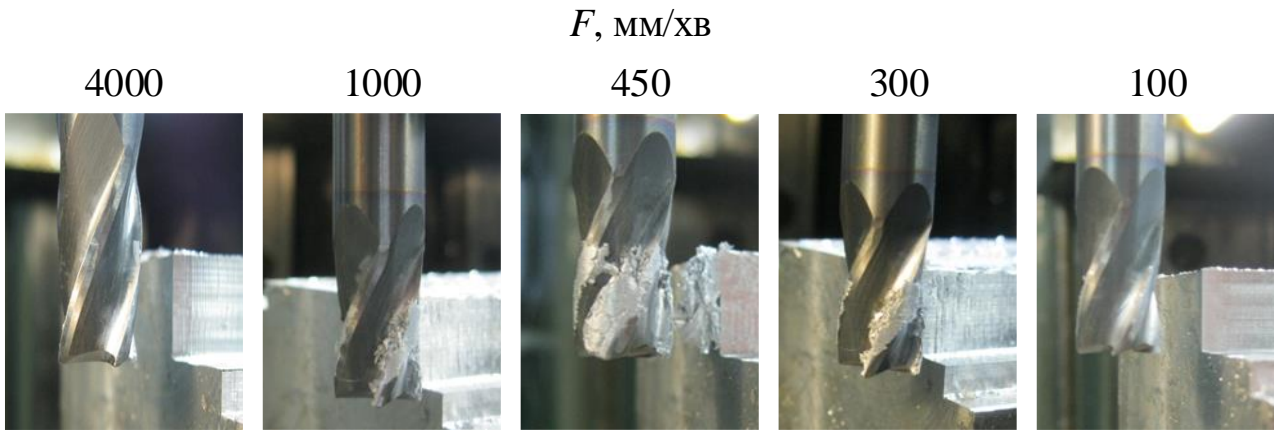


Рисунок 4.14 – Стан інструменту після оброблення контрольного зразка

Зі збільшенням швидкості різання збільшується площа проблемної комбінації. Зі зменшенням швидкості різання відповідно до області проблемне поєднання параметрів зменшується, водночас верхня межа переміщається в бік зменшення подачі, а нижня – у бік її збільшення. Після зниження швидкості різання нижче 940 мм/хв ефект налипання матеріалу до інструменту в проведених дослідженнях не спостерігався.

Для визначення середньої температури зони оброблення зону різання термографували під час пробного фрезерування. Результати термографії для одного з режимів показані на рисунку 4.16.

На рисунку 4.17 наведено графіки змінення спостережуваної температури в зоні різання. З графіків видно, що налипання матеріалу до інструменту відбувається після перевищення певного значення температури і спостерігається в зоні різання. Межа зони різання параметрів несприятливого співвідношення достатньо добре корелює з межею перевищення граничної температури.

Таким чином, проведені дослідження дозволили визначити для конкретного матеріалу (сплав 1933) несприятливі співвідношення параметрів різання (рис. 4.15), за яких матеріал заготовки налипає до інструменту.

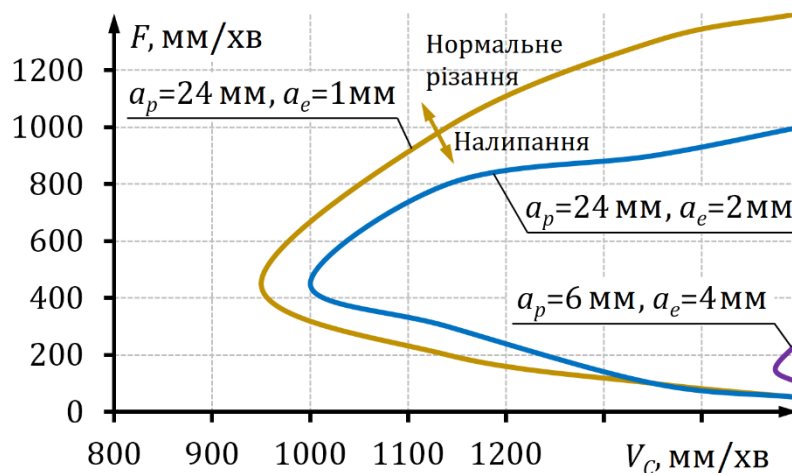


Рисунок 4.15 – Области несприятливого поєднання параметрів різання

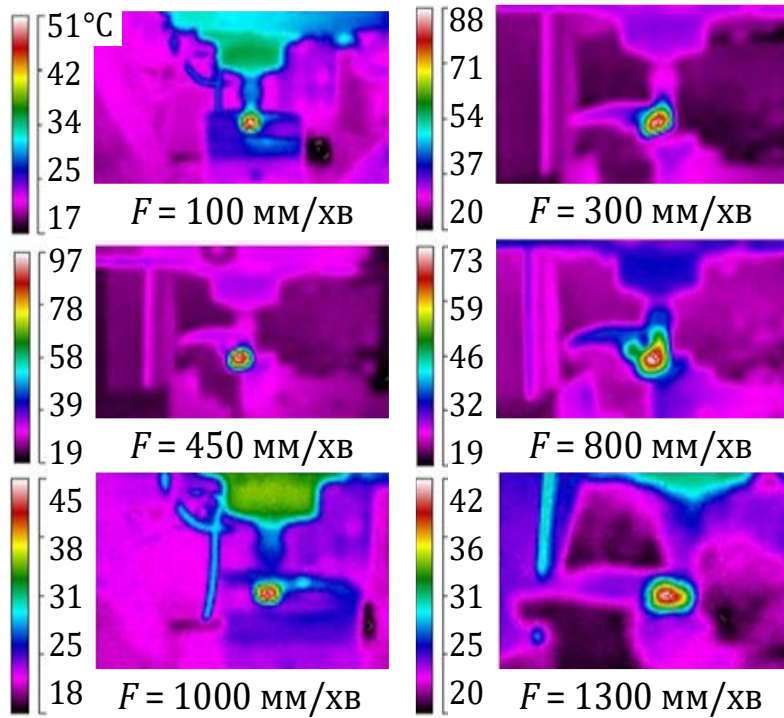


Рисунок 4.16 – Контроль температури в зоні різання

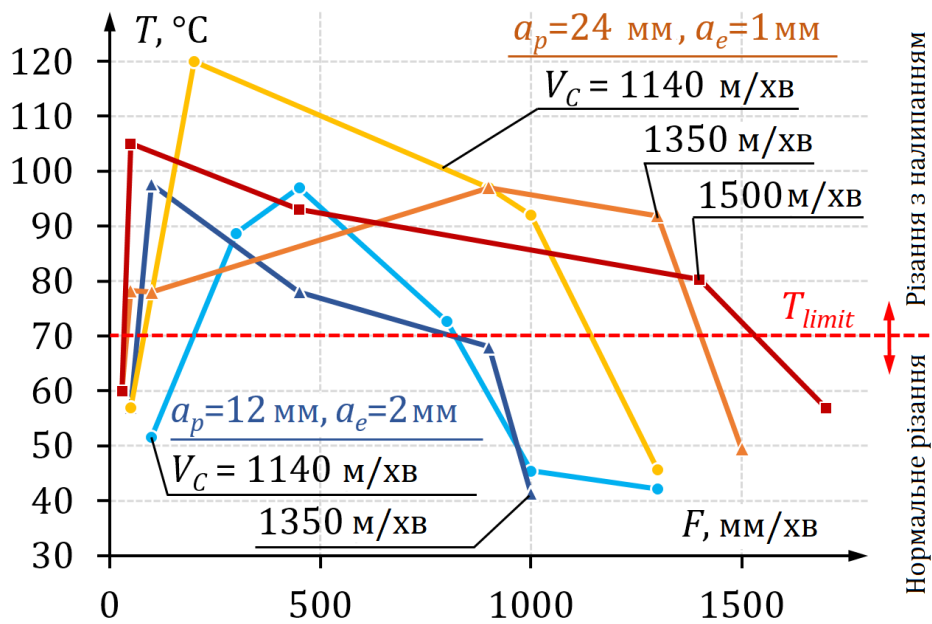


Рисунок 4.17 – Змінення спостережуваної температури в зоні різання

Аналіз спостережуваної температури в зоні різання підтвердив загальноприйнятту думку, що саме перевищення конкретного температурного стану в зоні різання призводить до налипання матеріалу до інструменту. Для усунення цього ефекту запропоновано метод адаптивного регулювання швидкості різання за зміною подачі по контуру.

4.2.3 Адаптація режимів різання до змінення контурної подачі на криволінійних ділянках траєкторії оброблення

Роботу методу продемонструємо на прикладі оброблення конструктивного елемента стрингера в зоні зміни товщини стінки (рис. 4.18). Траєкторія руху інструменту для досліджуваної області складається з п'яти кадрів. Два лінійні кадри N1, N5 з'єднані трьома дугами кіл N2, N3, N4. Радіус кривизни дуги кола в кадрі N4 визначається величиною радіуса спряженості ділянки у зміні товщини стінки, а радіус допоміжних каркасів N2, N3 вибирають по можливості з урахуванням обмеження простору переміщення. Для всієї зони оброблення контурна подача становить 5 000 мм/хв. На кінці кадру N5 знаходиться повна зупинка інструменту.

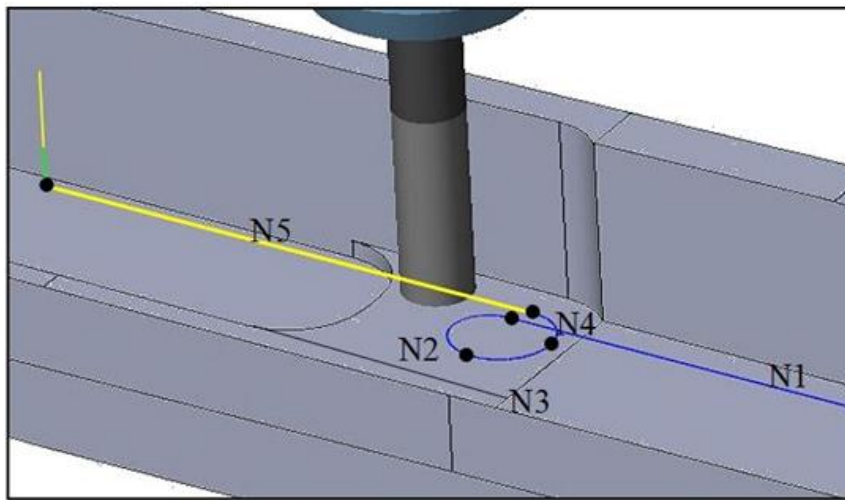


Рисунок 4.18 – Траєкторія оброблення секції стрингера

На рисунку 4.19 наведено графік змінення контурної подачі $F(t)$, зафіксованого в системі ЧПК [80] у процесі виконання керуючої програми на модернізованому верстаті ФП7СМН2. Підсистема планування контурної подачі виконала формування плану змінення контурної подачі, згідно з яким оброблення кадрів N2, N3, N4, N5 виконується на подачі, меншій за вказаний в програмі керування.

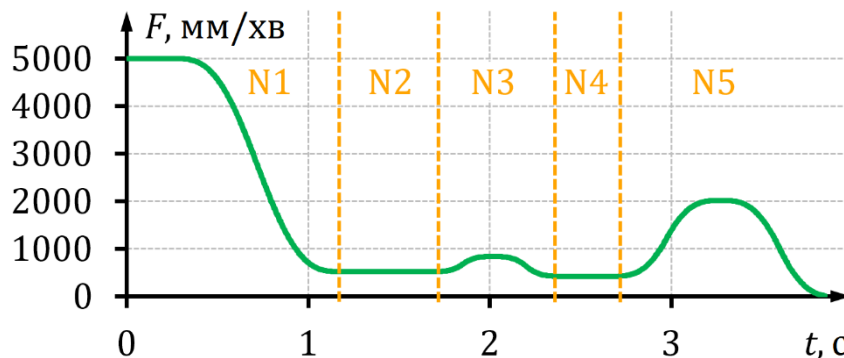


Рисунок 4.19 – Змінення подачі вздовж траєкторії оброблення

Зменшення подачі в кадрах N2, N4 виконується завдяки обмеженню допустимого ривка. У кадрі N3 основним обмеженням було допустиме прискорення, а в кадрі N5 подача по контуру обмежена за умови гальмування до повної зупинки в кінці кадру. Найважливішими параметрами режиму оброблення, окрім ширини різання (a_p) і товщини шару різання (a_e), є швидкість різання (V_C) і подача. Під час програмування фрезерування в програмі ЧПК встановлюються хвилинна подача (F) і швидкість шпинделя (S), але характеристики процесу різання насамперед визначаються швидкістю подачі (f_z)

$$f_z = \frac{F}{Z \cdot S} \quad (4.24)$$

Швидкість різання визначається діаметром інструменту (D) і швидкістю шпинделя (S)

$$V_C = \frac{\pi \cdot D \cdot S}{1000} \quad (4.25)$$

Процес високошвидкісного механічного оброблення найкраще реалізувати при збереженні сталості параметрів різання (a_p , a_e , V_C , f_z) на всіх ділянках траєкторії. Однак використання алгоритмів Look-ahead призводить до порушення заданих технологічних режимів з метою забезпечення точності траєкторії. На рисунку 4.20, б показано змінення подачі на зуб вздовж траєкторії оброблення. На розглянутій ділянці траєкторії за постійної швидкості різання подача на зуб змінюється на порядок.

Згідно з виразом (4.22) і даними, наведеними в [236], при 10-кратній зміні подачі на зуб відбувається 5-кратне відхилення тепловиділення в процесі різання. Таке змінення параметрів різання призводить до підвищення температури стружки і може призвести до порушення нормального процесу різання, наприклад, до налипання матеріалу заготовки до інструменту.

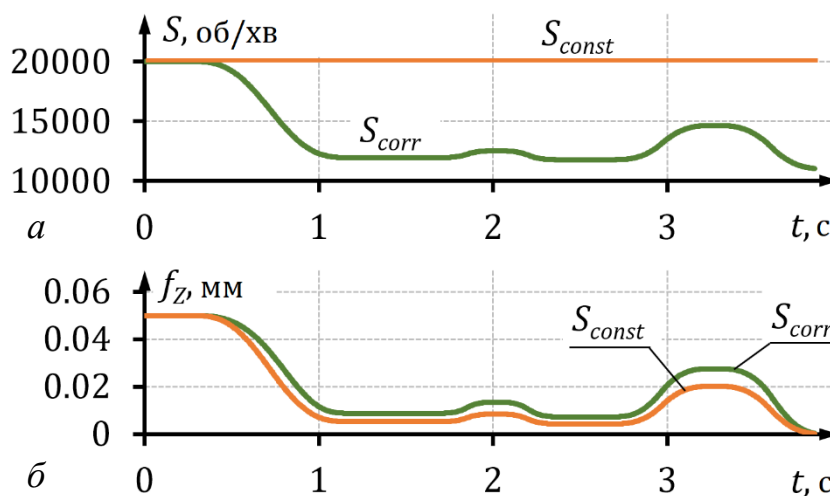


Рисунок 4.20 – Змінення параметрів оброблення: а – змінення швидкості шпинделя вздовж траєкторії; б – змінення подачі на зуб вздовж траєкторії

Для виключення цього явища необхідно зменшити діапазон зміни подачі на зуб через уповільнення подачі на криволінійних ділянках траєкторії, але це не завжди можливо через обмежені характеристики сервопривода. Швидкість різання за фіксованої траєкторії оброблення є єдиним параметром у виразі (4.22).

Зниження температури процесу різання шляхом уповільнення руху інструменту за траєкторією оброблення можна досягти шляхом часткового зниження частоти обертання шпинделя за виразом:

$$S_{adapt} = S \cdot \left[1 - \frac{K}{100} \cdot \left(1 - \frac{F}{F_{set}} \right) \right], \quad (4.26)$$

де S_{adapt} – швидкість шпинделя в режимі відстеження адаптивної подачі по контуру; S – швидкість шпинделя, встановлена в програмі ЧПК; K – коефіцієнт допустимого зниження частоти обертання шпинделя за повної зупинки робочих органів; F – поточна подача на траєкторію оброблення; F_{set} – подача, зазначена в програмі ЧПК.

Для узгодження режимів роботи шпинделя в дворівневій системі ЧПК [80] розроблені функції G786, G787, які забезпечують підтримання допустимої подачі на зуб при уповільненні подачі по контуру. Наприклад, функція G786 K30 активує режим адаптації швидкості шпинделя з уповільненням шпинделя до 30 % і зменшує подачу по контуру до повної зупинки. Функція G787 скасовує режим адаптації швидкості різання. Параметр K встановлюється у відсотках.

Запропонований спосіб адаптації швидкості обертання шпинделя за зміненням контурної подачі враховує співвідношення динамічних характеристик шпинделя і допоміжних осей і забезпечує нормальну роботу ріжучого інструменту навіть за повної зупинки допоміжних осей.

На рисунку 4.20 подано порівняльні діаграми змінення параметрів оброблення на розглянутій ділянці траєкторії (рис. 4.18) у режимі оброблення з постійною швидкістю різання (S_{const}) та режимом адаптації швидкості різання (S_{corr}). Після уповільнення подачі до 10 разів у кадрах N2, N4 (рис. 4.20, а) швидкість шпинделя зменшується на 30 % з 16 000 об/хв до 11 000 об/хв. Таке змінення швидкості обертання шпинделя призводить до незначного змінення подачі на зуб уздовж траєкторії (рис. 4.20, б) і значного змінення характеристик процесу різання в просторі технологічних параметрів (рис. 4.21).

На рисунку 4.21 показано об'єднану діаграму несприятливого поєднання параметрів різання та діаграму змінення параметрів процесу під час реалізації запропонованого способу адаптації швидкості різання. Варто зазначити, що запропонований метод не враховує вплив вібрацій, що виникають під час оброблення нежорстких (тонкостінних) деталей [15, 61, 184] і потребує подальшого розвитку.

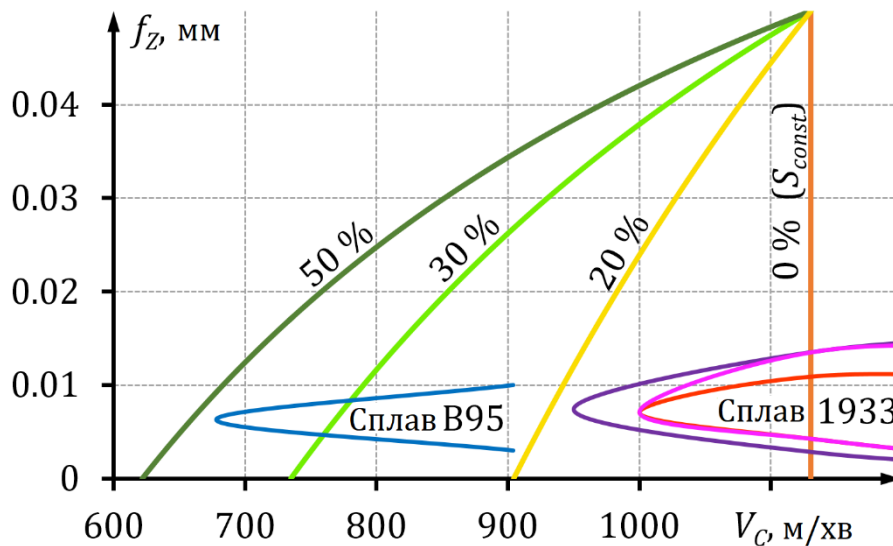


Рисунок 4.21 – «Відхилення» від зони несприятливого поєднання параметрів різання з адаптивним керуванням швидкості різання шляхом змінення контурної подачі



Рисунок 4.22 – Процес виготовлення довгомірного силового набору літаків ДП «Антонов»

У цьому прикладі для отримання задовільного результату механічного оброблення деталі зі сплаву 1933 достатньо застосувати коефіцієнт зниження частоти обертання шпинделя $K = 20\%$. Тоді як під час виготовлення подібної деталі зі сплаву В95 буде потрібно зниження швидкості до 50%. Запропонований спосіб використовується для модернізації довгомірних верстатів і виготовлення авіаційних деталей літаків компанії «Антонов» (рис. 4.22).

4.3 Програмно-апаратні засоби проведення досліджень динаміки руху в технологічних системах ЧПК високошвидкісного оброблення

Аналіз результатів є одним із найважливіших етапів експериментального дослідження. Тривалість безпосереднього виконання експерименту переважно визначається часом досліджуваних технологічних процесів і часто не може бути

значно зменшена. Разом із тим тривалість аналізу та інтерпретації результатів багато в чому визначається можливостями використовуваного програмного забезпечення, а також досвідом користувача. Якщо дослідження проводять не в лабораторних умовах, а на реальному об'єкті, у якому відбуваються певні технологічні процеси, швидкість аналізу та прийняття рішень особливо важлива [80, 193]. Крім того, цей етап може включати різні допоміжні дії, такі як перетворення формату подання даних, математична обробка, встановлення та освоєння програмного забезпечення тощо. Якщо результати дослідження мають великі масиви даних, їхній аналіз може вимагати значної обчислювальної потужності. Зрештою, ці фактори визначають правильність інтерпретації результатів дослідження. Таким чином, забезпечення швидкості та зручності візуалізації, аналізу та інтерпретації результатів експериментальних досліджень є важливим завданням, вирішення якого дає змогу підвищити ступінь достовірності оцінки шуканих значень та забезпечити ефективність досягнення цілей дослідження.

У цьому підрозділі розглядаються завдання розробки програмного забезпечення для виконання операційної візуалізації та аналізу великих масивів даних експериментальних досліджень. Їхній аналіз може вимагати значної обчислювальної потужності. Зрештою, ці фактори визначають правильність інтерпретації результатів дослідження. Таким чином, забезпечення швидкості та зручності візуалізації, аналізу та інтерпретації результатів експериментальних досліджень є важливим завданням, вирішення якого дає змогу підвищити ступінь достовірності оцінки шуканих значень та забезпечити ефективність досягнення цілей дослідження.

4.3.1 Проблеми збору та аналізу експериментальних даних з технологічного обладнання та робототехнічних комплексів

Узагальнена схема етапів отримання та аналізу експериментальних даних [13, 80, 108] у застосуванні до завдань керування технологічним обладнанням та робототехнічними системами наведена на рисунку 4.23. Збір експериментальних даних варто проводити одночасно з процесом контролю в реальному часі. Архітектурні особливості різних систем ЧПК надають різноманітні можливості для збору таких даних. Виникає необхідність запису даних як у режимі експериментального дослідження, так і за нормальної роботи обладнання.

Аналіз експериментальних даних зазвичай проводиться в автономному режимі. Набір взаємозв'язків між параметрами процесу може бути настільки різноманітним, що неможливо завчасно формалізувати обробку експериментальних даних, що вимагає використання взаємодії людини.

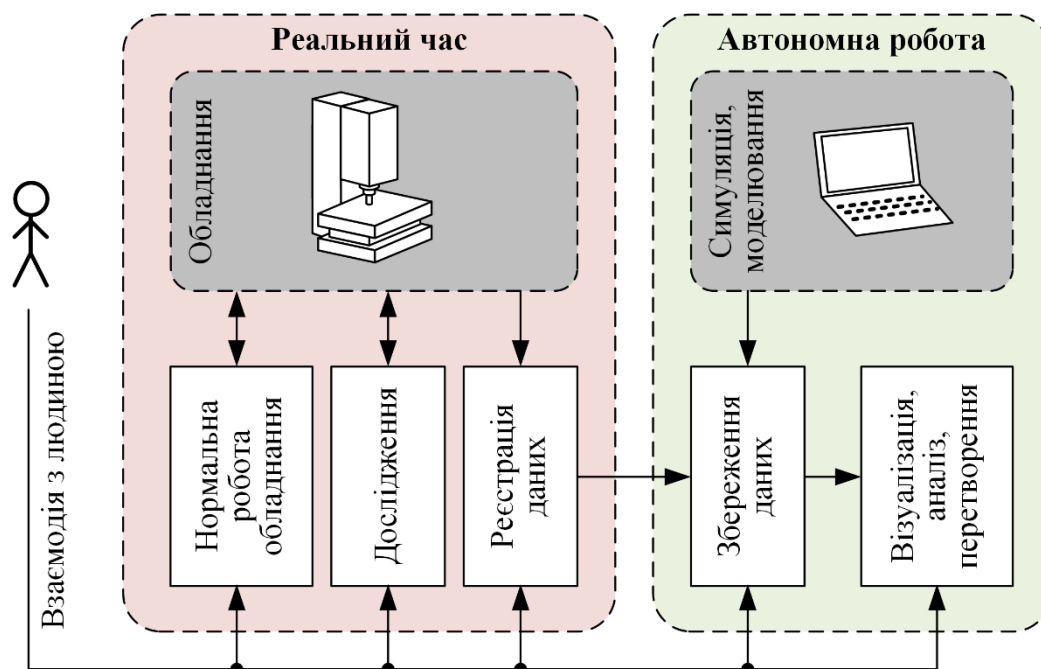


Рисунок 4.23 – Етапи отримання та аналізу експериментальних даних

У роботі [192] зазначається, що візуальна аналітика може суттєво допомогти інженерам у визначенні раціональних режимів процесу шляхом поетапного варіювання параметрів, що неможливо зробити в автоматичному режимі. Аналізуючи хід процесів, необхідно враховувати змінення ряду параметрів під час синхронізації за часом. Різні параметри можуть мати різну шкалу значень, що значно ускладнює одночасне графічне відображення цих параметрів.

Існують універсальні програмні засоби, які дозволяють графічно відображати експериментальні дані. Такими програмними засобами є Microsoft Excel, Matlab, Mathcad, Mathematica та ін. З огляду на універсалізацію цього програмного забезпечення існує значна надмірність в описі параметрів графічного відображення інформації.

Наприклад, Microsoft Excel дозволяє встановлювати атрибути відображення для кожної точки (сегмента) графіка, що, відповідно, супроводжується значним збільшенням обсягу структур даних і витрат на обчислення. Спеціалізоване програмне забезпечення, таке як Matlab, Mathcad, вимагає певних навичок для роботи з ним і не завжди може бути встановлено безпосередньо на обчислювальний пристрій з ЧПК. Крім того, змінення масштабу відображення графічної інформації тягне за собою значні витрати праці для користувача.

У зв'язку з цим можна сформулювати основні вимоги до системи візуалізації та аналізу експериментальних даних для технологічних систем і робототехнічних комплексів:

- портативне програмне забезпечення, яке має мінімальні системні вимоги з можливістю роботи на операційних системах, встановлених на обладнанні з ЧПК, зокрема застарілих та пошкоджених версій;
- інтуїтивно зрозумілий інтерфейс, що дозволяє працювати без спеціальної підготовки;
- забезпечення графічного відображення масивів даних у вигляді синхронізованих за часом графіків;
- масиви відображуваних даних формуються як шляхом завантаження експериментальних даних із файлів, так і в результаті математичних розрахунків за допомогою програми;
- можливість одночасного відображення необмеженої кількості графіків зі списку зареєстрованих параметрів;
- забезпечення зручності навігації (переміщення, масштабування) в координатному полі відображення;
- автоматичний розрахунок і відображення екстремальних, поточних, середніх та інших значень для вибраних графіків;
- можливість інтерактивного керування відображеною інформацією шляхом взаємодії з полем координатного простору дисплея;
- можливість виконання математичних операцій над будь-якими масивами даних із поданого переліку параметрів;
- забезпечення зручності роботи з великою кількістю масивів даних (сортування, пошук, активація / деактивація відображення).

4.3.2 Збір експериментальних даних у технологічних системах

Апаратно-програмний комплекс системи ЧПК розподілений за апаратною структурою ПК з Windows і виконує термінальні, комунікаційні та частково контрольні завдання. Блок реального часу працює під керуванням ОС реального часу і виконує диспетчерські, геометричні, логічні та технологічні завдання [80]. Усі процеси, що здійснюються в блоці реального часу, керуються командами, які генеруються ПК з Windows і передаються по комунікаційній мережі. Програмне забезпечення блока реального часу (рис. 4.24) складається з двох еквівалентних підсистем: частини «Контроль обладнання» та частини «Дослідження процесу» [80].

«Ядро керування» здійснює керування всіма частинами за допомогою команд, що надсилаються по віртуальній мережі. Керування кожним верстатом здійснюється за допомогою програмних «Логічних пристроїв». «Логічні пристрої» згруповані як «Віртуальні контролери». Обмін даними між віртуальними контролерами та фізичними інтерфейсами реалізований за допомогою перетворення адресного простору.

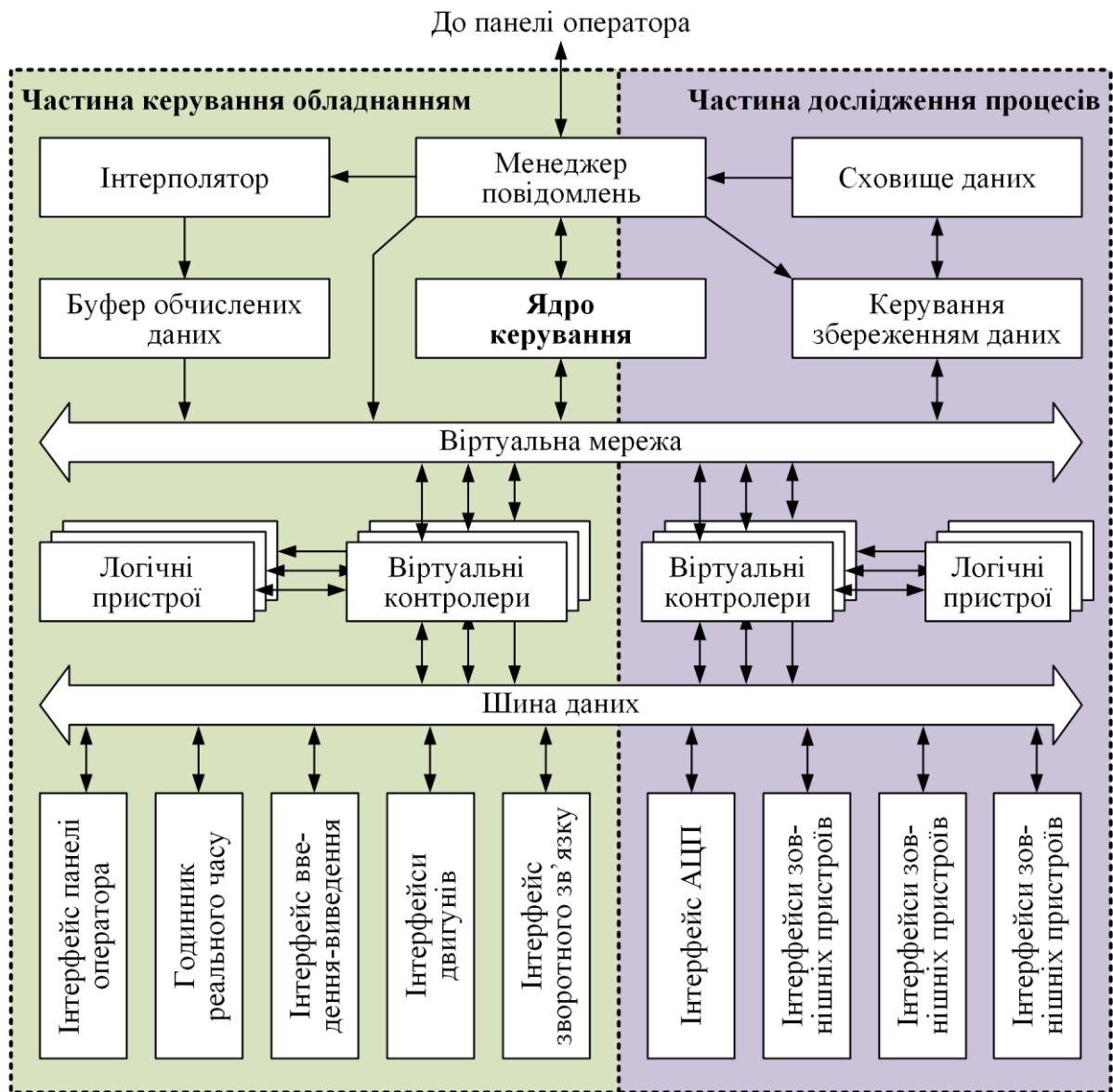


Рисунок 4.24 – Структура програмного забезпечення блока реального часу з ЧПУ [80]

Програмне забезпечення містить модуль «Керування зберіганням даних», який збирає дані та зберігає їх у «Сховищі даних». У «Сховище даних» можуть реєструватися різні сигнали та дані від усіх модулів і контролерів ЧПК, зовнішніх пристроїв, а також значення внутрішніх параметрів. Модуль «Керування зберіганням даних» передбачає два режими реєстрації параметрів: ручний та аварійний. У ручному режимі ініціалізація та завершення зберігання даних виконується за введеними оператором командами і передається з блока панелі оператора в блок реального часу або міститься в програмі ЧПК [80]. Реєстрація даних виконується в кожному системному циклі. Тривалість реєстрації даних близько однієї хвилини.

Для кожної контрольованої осі можна зареєструвати до 300 змінних. Набір даних визначається конфігурацією системи. Певний набір даних, який зберігається в конкретному експерименті, описаний у заголовку файлу. Це

допомагає додатково обробляти дані різних конфігурацій обладнання. Цей режим корисний для вивчення алгоритмів і різних процесів досліджуваного обладнання [80].

Аварійний режим використовується для зберігання даних у разі виявлення похибок у процесах керування обладнанням, таких як вихід з ладу осьових приводів, шпинделя, гідравлічних чи інших критичних систем. ЧПК вимикається від живлення верстата і починається процес збереження зареєстрованих даних у файл. Файл містить оперативні дані, отримані за хвилину до збою і через кілька секунд після нього. Цей файл використовується для налагодження алгоритмів керування та діагностики несправностей [80].

4.3.3 Спеціалізоване програмне забезпечення для візуалізації та аналізу експериментальних даних

Відповідно до сформульованих вище вимог було створено програмне забезпечення для візуалізації та аналізу експериментальних даних, структурна схема якого наведена на рисунку 4.25. Основною функцією програмного забезпечення є робота з графіками.

Програмне забезпечення працює зі «Сховищем масиву даних», яке містить масиви даних, завантажених із файлу та перетворених за допомогою конвертера файлів. Підсистема «Оцінка формул» дозволяє виконувати математичні операції над даними за допомогою різних функцій.

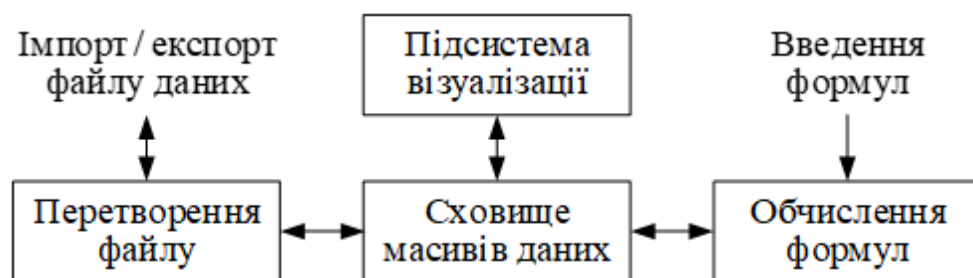


Рисунок 4.25 – Структурна схема програмного забезпечення для візуалізації та аналізу експериментальних даних

Дані зі сховища обробляються та відображаються модулем «Підсистема візуалізації», що реалізує можливість швидкої навігації по полю відображення координат за допомогою алгоритмів пошарового перетворення відображуваної інформації.

4.3.4 Методи та алгоритми підвищення продуктивності візуалізації

«Підсистема візуалізації» створена для забезпечення максимальної продуктивності під час навігації по координатному полю області відображення.

Для цих цілей застосовується алгоритм пошарового формування зображення. Розділення шарів дозволяє розбити трудомісткі операції підготовки та візуалізації даних на кілька простіших операцій. Разом із тим відбувається диференціація цих операцій за часом, оскільки необхідність оновлення різних шарів виникає за різних умов.

Алгоритм пошарового зображення вирішує дві проблеми: збільшення швидкості перетворення даних для відображення (рис. 4.26) і збільшення швидкості відтворення зображення (рис. 4.27).

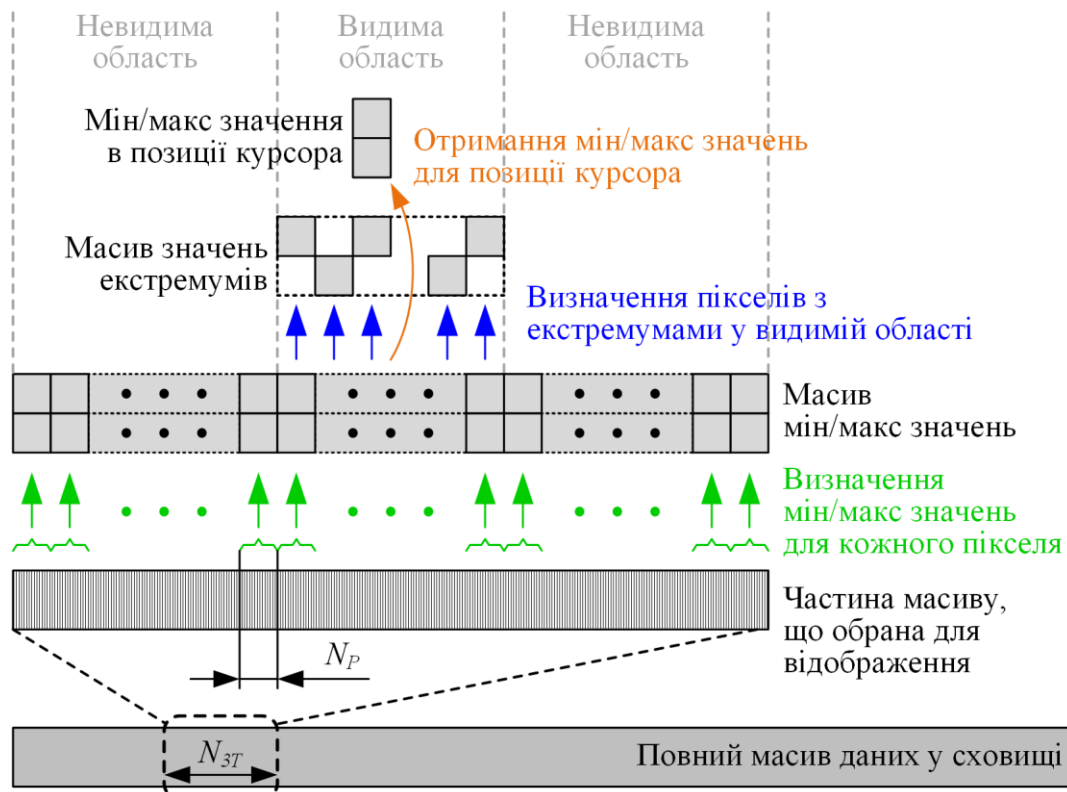


Рисунок 4.26 – Схема перетворення інформації, що відображається

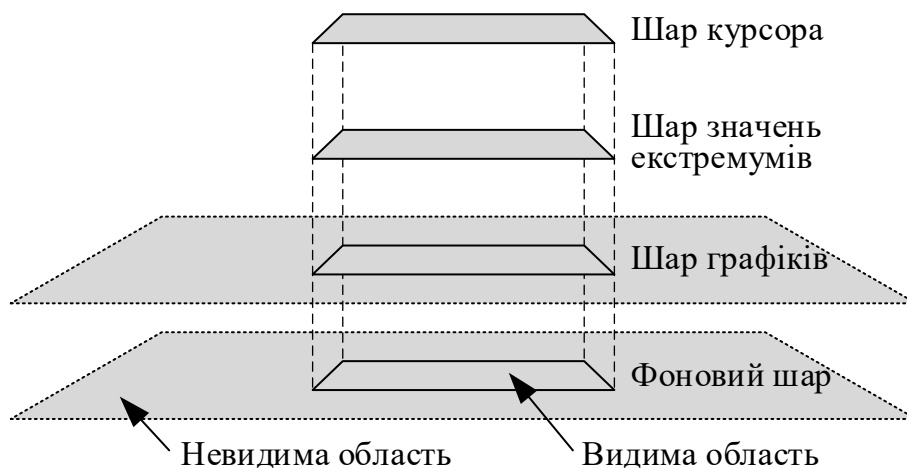


Рисунок 4.27 – Схема формування та відображення графіків

На рисунку 4.26 схематично показано принцип перетворення даних для відображення, реалізований за пропонуваним алгоритмом. З «Повного масиву даних» з урахуванням поточних параметрів відображення вибирається частина масиву розміром N_{3T} , що відповідає потрійному інтервалу відображуваної області на осі абсцис.

Відповідно до масштабу осі абсцис розраховується кількість елементів масиву на один піксель горизонтальної роздільної здатності N_P вихідної області. Для кожного інтервалу N_P здійснюється пошук максимального та мінімального значень, які зберігаються в елементі «Масив мінімальних і максимальних значень», що відповідає одному пікселю роздільної здатності поздовжньої осі. Ці значення потім використовуються для малювання вертикальної обводки, яка відображається відповідно до вибраного масштабу та зміщення на «Шар графіків» (рис. 4.27).

З «Масиву мінімальних і максимальних значень» вибираються значення, які представляють локальні екстремуми графіка з урахуванням масштабу відображення. Ці значення утворюють «Масив екстремальних значень». Крім того, з «Масиву мінімальних і максимальних значень» вибираються значення комірок, що відповідають положенню курсора (Min/max значення під курсором), для подальшого відображення в «Шарі курсора».

На рисунку 4.27 показано принципову схему пошарової побудови. «Фоновий шар» призначений для малювання фону та координатної сітки. «Шар графіків» призначений для малювання графіків вибраних масивів з урахуванням коефіцієнта масштабування та поточних параметрів відображення. У цьому випадку, «Фоновий шар» та «Шар графіків» мають розміри в три рази більші за розмір області виводу зображення як за шкалою часу, так і по осі значення параметра, що відображається. Це позбавляє від необхідності перераховувати та перемальовувати ці шари безпосередньо під час навігації по полю відображення координат за допомогою миші або клавіатури. Таким чином, навігація, незалежно від кількості відображеної інформації, виконується миттєво без затримок.

Повторна підготовка даних і відтворення цих шарів для нових параметрів відображення відбувається після завершення операції навігації, непомітно для користувача. Після зміни масштабу графік перемальовується. Як описано вище, «Підсистема візуалізації» отримує із «Сховища масиву даних» частину масиву, розмір якого визначається вибраним масштабом відображення осі часу та роздільною здатністю області відображення. Зі свого боку, відповідно до вибраного вертикального масштабу області побудови і коефіцієнта масштабу вибраного масиву, графік малюється в «Шарі графіків».

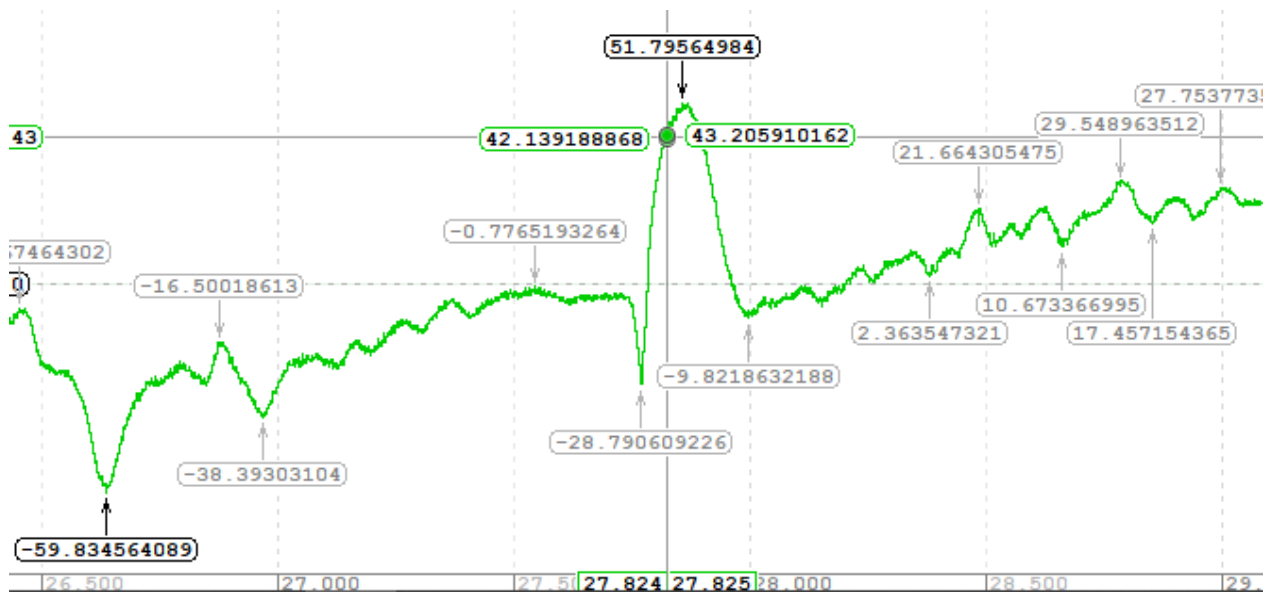


Рисунок 4.28 – Відображення екстремумів для вибраного графіка

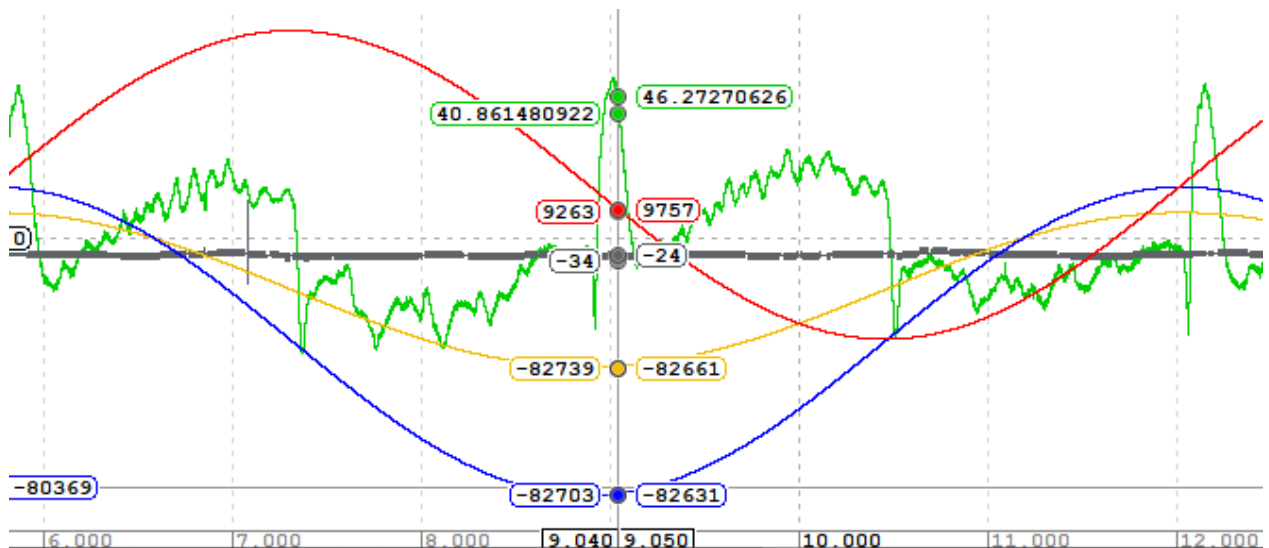


Рисунок 4.29 – Відображення курсора і маркерів значень для графіків

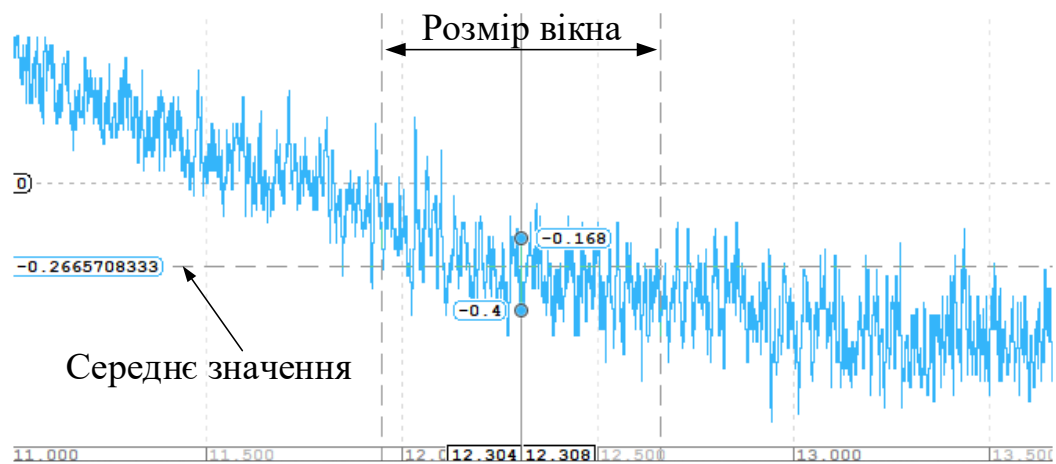


Рисунок 4.30 – Відображення середнього значення на інтервалі графіка

Оскільки графіки можуть мати різні коефіцієнти масштабу, неможливо створити єдину координатну сітку у «Фоновому шарі» для всіх відображених графіків. Замість цього виконується алгоритм пошуку екстремальних значень графіка у видимій області та відображення отриманих значень у шарі «Екстремальні значення». Ці значення відображаються, якщо вибрати один графік і навести на нього курсор миші. Відображення значень екстремумів (рис. 4.28) є набагато зручнішим та інформативнішим способом подання інформації порівняно з відображенням округлених значень сітки осі у.

У «Шарі курсора» малюється курсор і відповідні мінімальні / максимальні значення під курсором (рис. 4.29). Крім того, якщо вибрано відповідну опцію, розраховується середнє значення для вказаного діапазону елементів масиву і відображається в «Шарі курсора» (рис. 4.30).

4.3.5 Особливості інтерфейсу програмного відображення

Інтерфейс програмного забезпечення показаний на рисунку 4.31. Основну частину вікна займає область відображення графіка (8). Нижня частина зарезервована для відображення графіків функцій, які приймають логічні значення. Усі інші графіки відображаються у верхній частині області. Файл відкривається натисканням кнопки (1) або вибором відповідного пункту меню. Усі масиви даних завантажуються в «Сховище масивів даних», коли вибрано файл.

Список масивів відображається на лівій панелі вікна (4). Список містить такі стовпці: прапорець для вибору масиву для відображення; піктограма масиву, яка дозволяє візуально визначити деякі властивості масиву (змінна чи константа, логічний тип, колір графіка); назва та опис масиву; коефіцієнт масштабування; діапазон значень. Список можна відсортувати за будь-яким із стовпців. Алфавітна навігаційна панель (5) призначена для швидкої навігації по списку. Є можливість пошуку масивів за назвою та описом (2).

У верхній частині лівої панелі знаходиться список останніх переглянутих масивів (3). Графік відповідного масиву з'являється в області відображення графіка, коли встановлено прапорець для вибору масиву. Одночасно можна відобразити будь-яку кількість графіків. Область відображення є інтерактивною: при наведенні курсору миші на один із графіків у верхній частині вікна з'являється спливна інформаційна панель (6), яка містить основні властивості масиву.

З'являється спливна панель інструментів (10), яка забезпечує доступ до швидкого змінення найбільш популярних параметрів відображення діаграми за натискання лівої кнопки миші на графіку.

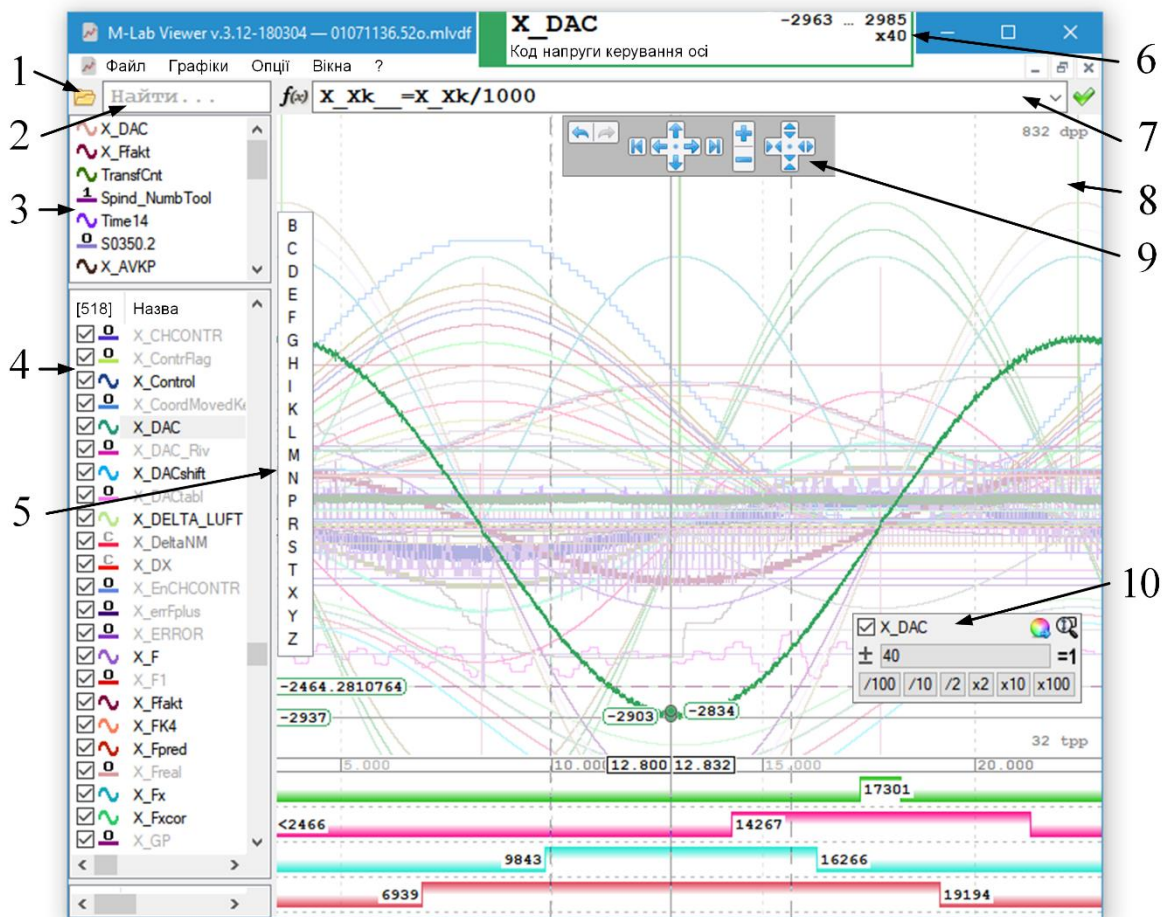


Рисунок 4.31 – Інтерфейс програмного забезпечення для візуалізації експериментальних даних

За допомогою цієї панелі є можливість приховати графік, змінити його колір випадково або вручну, масштабувати область відображення відповідно до розміру графіка, змінити коефіцієнт масштабування діаграми. Значення коефіцієнта масштабування можна як безпосередньо встановити у відповідному полі введення, так і збільшити або зменшити в 2, 5 або 10 разів за допомогою спеціальних кнопок на панелі. Також є кнопки для скидання коефіцієнта та його інверсії (перегорання графіка відносно осі абсцис).

Додаткові функції для роботи з графіками доступні в контекстному меню, яке відображається при натисканні правою кнопкою миші на графіку. Після наведення курсора на верхню частину області відображення з'являється спливна навігаційна панель (9).

Можливе переміщення по полю координат пропорційно зміні масштабу, варіювання масштабу вздовж кожної з координатних осей окремо. Усі дії навігації в полі координат записуються, і їх згодом можна скасувати за допомогою кнопок «Скасувати / Повторити» на панелі навігації.

Крім перегляду наявних масивів даних, є можливість виконувати математичні обчислення. Рядок для введення формул (7) розташований у верхній

частині вікна. Формула повинна містити ліву і праву частини, розділені знаком «=». Ліва сторона повинна містити унікальну назву масиву, який буде створено в «Сховище масиву даних» в результаті оцінки виразу, що міститься в правій частині.

Вираз у правій частині формули може містити різні математичні операції та функції: арифметичні, тригонометричні, логічні операції, операції порівняння, умовні оператори, функції перетворення та багато іншого. Швидкий доступ до списку функцій та операцій забезпечується за допомогою меню, яке відкривається після натискання кнопки зліва від поля введення. Операндами можуть бути як самі масиви даних, так і їхні окремі властивості: максимальні, мінімальні, середні, центровані, нормовані значення тощо. Можливий розрахунок похідних, зсув масивів за часом. Текст, введений у поле формули, може містити коментар, який згодом буде використовуватися як опис створеного масиву. Коментар потрібно розміщувати виключно в кінці формули і відокремлювати від нього подвійну косу риску.

Усі введені формули зберігаються в історії та доступні після натиснення кнопки спадного меню праворуч від поля введення. Формула також зберігається у властивостях масиву даних, отриманого в результаті обчислення формули. У цьому випадку він стає доступним для редагування з контекстного меню відповідного масиву даних.

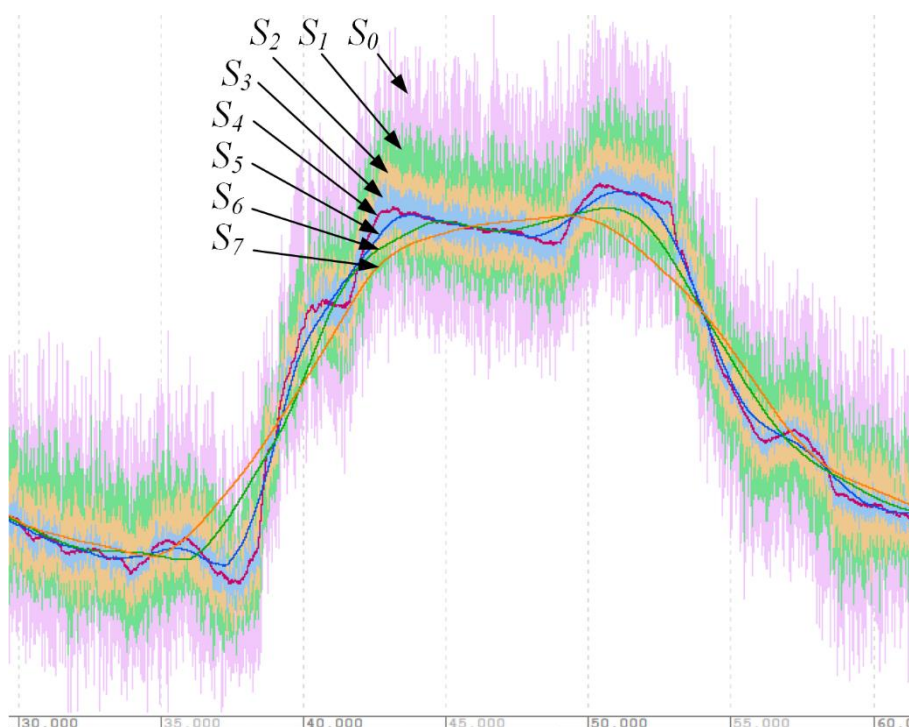


Рисунок 4.32 – Обробка даних за допомогою обчислень за математичними формулами

Варто зазначити, що для даних, отриманих за допомогою формульних розрахунків, немає відмінностей від завантажених даних із зовнішніх файлів при відображенні графіків. Разом із тим будь-які дані, що знаходяться в «Сховище масиву даних», можуть бути використані як аргумент для подальших обчислень. На рисунку 4.32 показано результат послідовної фільтрації експериментальних даних: S_0 – вихідні експериментальні дані; S_1 є результатом фільтрації масиву S_0 ; S_i є результатом фільтрації масиву S_{i-1} .

Доступ до всіх перерахованих функцій також забезпечується за допомогою комбінацій клавіш, що також спрощує роботу з програмним забезпеченням.

Варто зазначити, що програмне забезпечення, окрім перерахованих, має багато інших функцій, які не входять в межі цього дослідження: перегляд масивів даних у табличному вигляді, побудова кругових графіків, виконання спектрального аналізу, отримання масивів даних за допомогою різних протоколів зв'язку тощо.

5 АЛГОРИТМІЧНЕ ТА ПРОГРАМНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ФОРМОУТВОРЮЮЧИХ РУХІВ ІНСТРУМЕНТУ ПІД ЧАС ВИСОКОШВИДКІСНОГО ЧПК ОБРОБЛЕННЯ

5.1 Обґрунтування вимог до інформаційного забезпечення процесу керування в технологічних системах з урахуванням диференційних характеристик руху аж до ривка

Сучасне технологічне обладнання, яке реалізує високошвидкісні процеси, має забезпечувати як високу продуктивність, так і точність оброблення [177]. Забезпечення плавного руху керованих осей обладнання підвищує продуктивність і якість оброблення поверхні деталей [128].

На рисунку 4.1 наведено узагальнену структуру системи ЧПК для високошвидкісного обладнання. Кожен елемент системи впливає на точність процесу. Різні параметри засобів керування верстатами з ЧПК, такі як параметри інтерполяції, роздільна здатність програмування або час циклу, суттєво впливають на точність і динаміку високоточних осей [81, 166]. Найбільш широко досліджено вплив форми траєкторії та методів керування подачею на точність і продуктивність. У роботах [23, 51, 169] показано, що траєкторії та закони змінення швидкості подачі повинні забезпечувати плавне змінення диференціальних характеристик руху, таких як швидкість, прискорення та ривок, з урахуванням обмежень характеристик керованих осей.

У низці робіт [52, 80, 128, 158] показано, що використання прямого керування з урахуванням диференціальних характеристик руху істотно підвищує точність руху за траєкторією інструменту. У роботах [3, 102, 199] розглядаються різні схеми контролерів ЧПК, у яких використовується пряме керування за диференціальними характеристиками руху. Показано потік команд позиції та швидкості, але вимоги до цих команд і точність встановлення даних, що визначають позицію та швидкість керованої осі в ЧПК, не вказані.

Керування рухом осей здійснюється в дискретному координатному просторі верстата при тактуванні часу відповідно до циклу керування. Параметри керування для кожного циклу розраховуються в блоці «Інтерполяція траєкторії» і використовуються в блоці «Регулятор положення» (рис. 4.1). У разі недостатньої дискретності відбувається спотворення диференційних кінематичних характеристик у внутрішньому представленні параметрів у системі ЧПК.

Визначення необхідної дискретності та роздільної здатності представлення даних положення керованих осей та їхніх диференціальних характеристик руху є актуальною проблемою, що забезпечує коректну обробку даних для високошвидкісних кіберфізичних систем.

5.1.1 Спотворення диференціальних кінематичних характеристик руху керованих осей під час дискретного подання параметрів системи ЧПК

Використання методів прямого керування зі швидкісними та диференціальними характеристиками вищого порядку потребує відповідної роздільної здатності параметра керування [52, 80, 128, 158]. Роздільна здатність повинна забезпечувати обчислення характеристик руху без будь-яких спотворень. Керуючий код формується в блоці «Інтерполяція траєкторії» і передається в блок «Регулятор положення» (рис. 5.1). Канал введення-виведення між цими блоками зазвичай має обмеження на обсяг переданих даних. Інформація про диференціальні характеристики траєкторії зазвичай не передається в блок «Регулятор положення», і ця інформація відновлюється за допомогою скінчених різниць за параметрами траєкторії інструменту [169]. Таким чином, керуючий код, який передається з блока «Інтерполяція траєкторії» до блока «Регулятор положення», повинен мати необхідну роздільну здатність для виконання обчислень диференціальних характеристик руху, які використовуються для виконання прямого керування згідно з рівнянням (5.1):

$$\begin{aligned} V_{axis(i)} &= \frac{X_{(i)} - X_{(i-1)}}{T_{cycle}}, & a_{axis(i)} &= \frac{V_{axis(i)} - V_{axis(i-1)}}{T_{cycle}}, \\ J_{axis(i)} &= \frac{a_{axis(i)} - a_{axis(i-1)}}{T_{cycle}}, \end{aligned} \quad (5.1)$$

де $X_{(i)}$, $X_{(i-1)}$ – позиції поточного та попереднього циклів; $V_{axis(i)}$, $V_{axis(i-1)}$ – швидкості поточного та попереднього циклів; $a_{axis(i)}$, $a_{axis(i-1)}$ – прискорення поточного та попереднього циклів; $J_{axis(i)}$ – ривок поточного циклу; T_{cycle} – період контрольного циклу.

Задане значення та фактичне положення органу верстата в системі ЧПК приймає форму цілочислового коду відповідно до дискретності вимірювання положення. Щоб уникнути накопичення похибки заданої координати траєкторії не допускається використовувати дробове представлення положення. Результатом таких обмежень є недостатня роздільна здатність даних команд керування положенням для обчислення диференціальних характеристик руху. Крім того, збільшення частоти циклу керування призводить до зменшення спостережуваного значення внутрішнього представлення швидкості та відповідно до погіршення керування.

На рисунку 5.1 наведено результати розрахунків швидкості та прискорення у зоні прискорення осі керування для системи ЧПК з частотою циклу керування 1 кГц та дискретністю 1 000 дискр./мм. Для розглянутої моделі за плавного змінення швидкості подачі F_{τ} вирази (5.1) дають дискретне змінення швидкості $V_{axis(i)}$ та прискорення $a_{axis(i)}$.

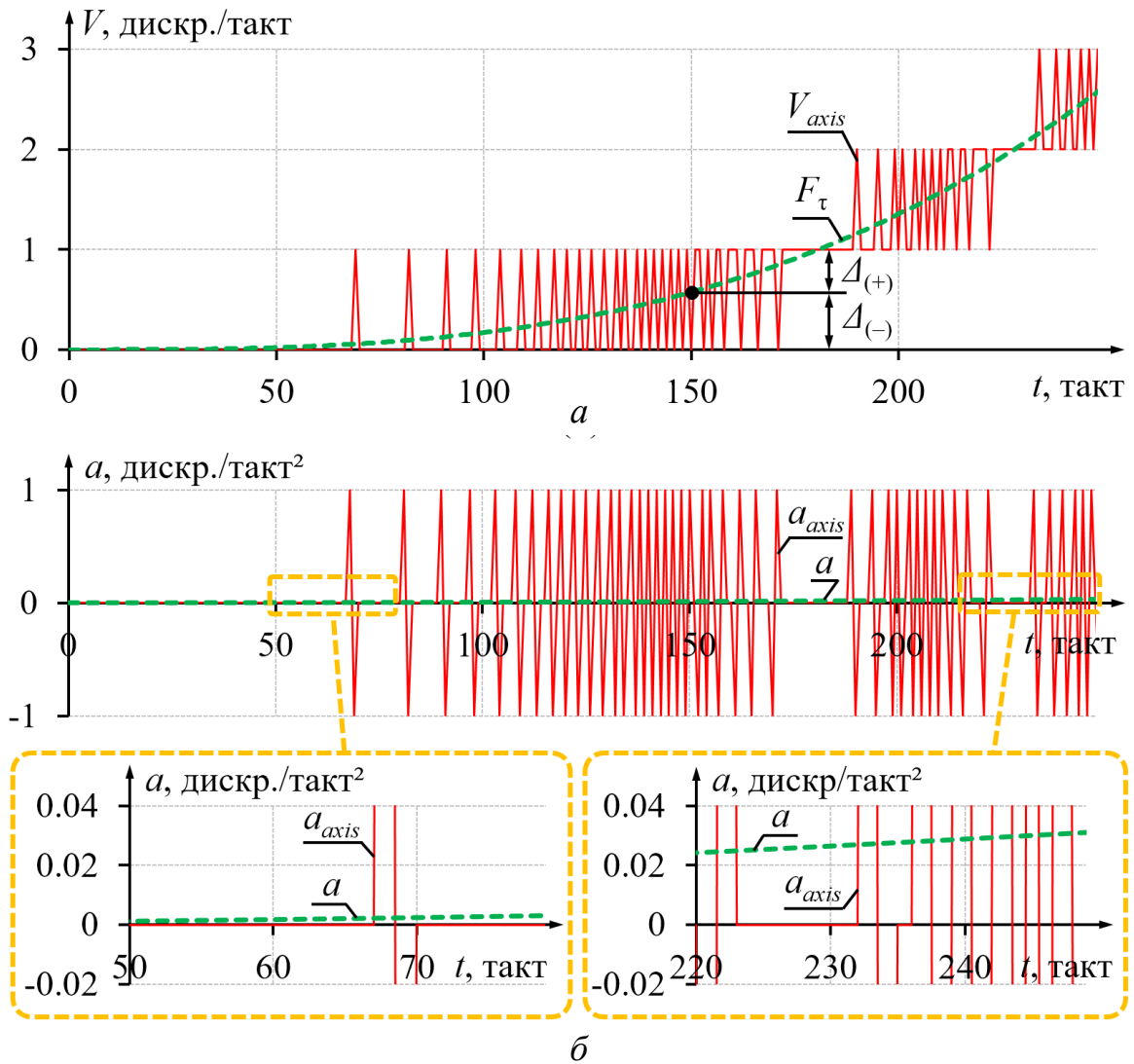


Рисунок 5.1 – Приклад розрахунків даних на ділянці плавного розганяння за положенням осі: a – швидкість V_{axis} ; \bar{b} – прискорення a_{axis}

На початку руху параметри швидкості та прискорення «не отримуються» і відповідно не впливають на керування. Поява інтерполяційних значень швидкості та прискорення на 67-му циклі формує значення на рівні, значно вищому за фактично заданий, а тривалість цих значень дорівнює одному циклу. Еквівалентна частота керуючого коду становить 500 Гц.

Такий вплив знаходиться за межами смуги пропускання електромеханічної частини привода подач і завдяки фільтрувальним властивостям привода не має істотного значення для керування приводом, а отже, і для точності виконання заданих переміщень. Похибка визначення швидкості $\Delta_{(-)}$, $\Delta_{(+)}$ у разі руху з дробовим значенням внутрішнього представлення швидкості завжди буде присутня (рис. 5.1). Відносна похибка швидкості керованих осей технологічної системи в цьому випадку визначається за рівнянням

$$\Delta F_{\%} = \left(\frac{F_{\tau} - V(t)}{F_{\tau}} \right) \cdot 100. \quad (5.2)$$

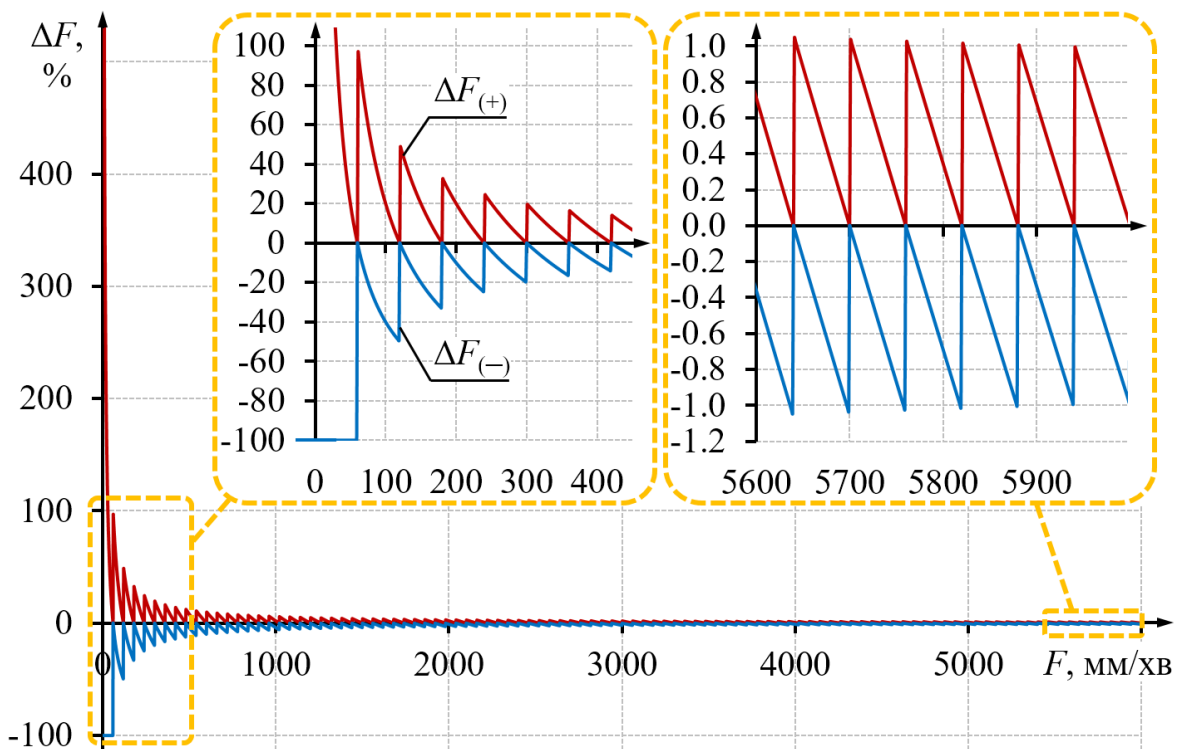


Рисунок 5.2 – Відносна похибка швидкості інтерполяції для внутрішнього подання швидкості: $\Delta F_{(+)}$ – похибка, коли ціле подання перевищує фактичне значення швидкості; $\Delta F_{(-)}$ – похибка у разі округлення до значення, меншого за фактичне значення швидкості

Графік відносної похибки інтерполяції швидкості подачі наведено на рисунку 5.2. За подачі 10 мм/хв похибка становить $\pm 500\%$, а за 5 000 мм/хв становить $\pm 1\%$ і несуттєво зменшується за подальшого збільшення подачі. Ця похибка не залежить від форми траєкторії і буде існувати для всіх типів інтерполяції. Похибка є характеристикою моделі заданого значення зсуву інтерполяційного положення. Таким чином, розглянутий приклад демонструє спотворення диференціальних характеристик, таких як швидкість і прискорення у внутрішньому представленні за дискретністю позиції. Підвищення роздільної здатності подання даних під час оброблення команд керування забезпечить розрахунок диференціальних характеристик без їхнього спотворення.

5.1.2 Визначення діапазонів значень і необхідної роздільної здатності кінематичних параметрів переміщення керованих осей у системах ЧПК

Величина поділки вимірювання положення осей верстата визначає дискретність системи ЧПК. Вибір необхідної дискретності залежить від кінематичної схеми переміщення керованої осі, типу датчика положення та класу точності обладнання. Визначення необхідної дискретності (поділки) вимірювання положення ΔX_{min} здійснюється залежно від стандартного допуску характерного розміру деталі за рівнянням

$$\Delta X_{min} = \frac{P_{accur}}{K_{measur} \cdot 1000}, \quad (5.3)$$

де P_{accur} – стандартний допуск характерного розміру деталі, мкм; K_{measur} – коефіцієнт збільшення дискретності вимірювання положення.

Точність верстата з ЧПК зазвичай повинна в чотири рази перевищувати задану точність деталі, тому вимірювання позиції необхідно виконувати з підвищеною дискретністю [196]. У цій роботі коефіцієнт збільшення дискретності вимірювання положення K_{measur} відносно точності деталі приймається рівним 10. Порядок необхідної дискретності і відповідно коефіцієнт дискретності положення визначається рівняннями

$$PD_X = \text{int} \uparrow \lg \left(\frac{P_{accur}}{K_{measur} \cdot 1000} \right), \quad (5.4)$$

$$k = 10^{|PD_X|}. \quad (5.5)$$

Результати розрахунків необхідного порядку дискретності PD_X залежно від стандартного допуску оброблення деталей з характерним розміром елементів конструкції в діапазоні 10–25 мм із забезпеченням класу допуску, визначеного ISO 286, наведено на рисунку 5.3.

Габаритні розміри деталей, що виготовляються на машинобудівних підприємствах, значно перевищують обраний характерний розмір. Особливістю виготовлення таких деталей на обладнанні з ЧПК є необхідність забезпечення точності характерних елементів, а не габаритних розмірів.

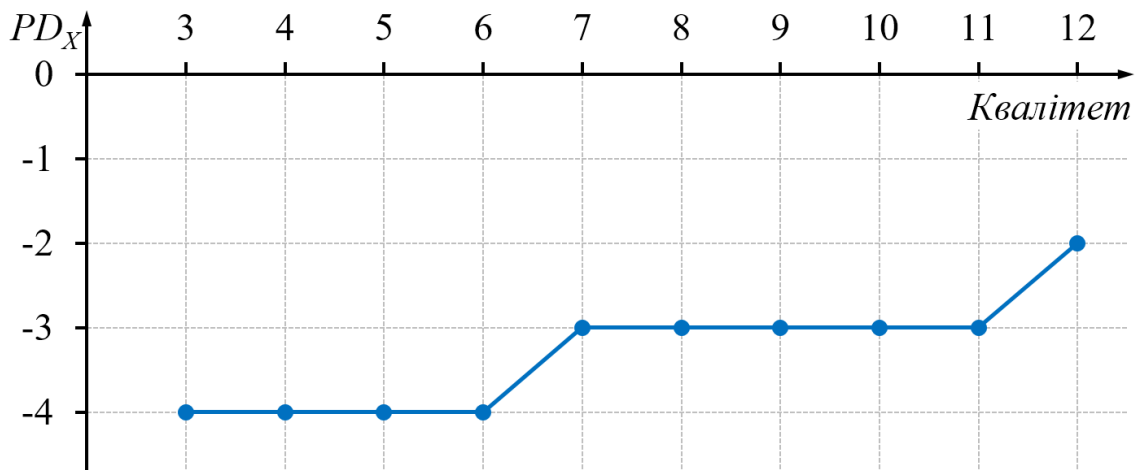


Рисунок 5.3 – Необхідний порядок дискретності положення

Переважає більшість елементів таких деталей виготовляється в межах стандартного допуску 10^{-7} кваліфікацій точності. Відповідно, найбільш затребуваним з технологічного погляду є обладнання з дискретністю $10^{|PD_X|}$, яка дорівнює 10^{-3} мм. Крім того, для виготовлення деталей з елементами конструкції 6–5 класу стандартного допуску необхідна дискретність порядку 10^{-4} мм. Отримане значення необхідної дискретності відповідає наявним параметрам

систем вимірювання положення найбільш поширених моделей обладнання машинобудівних підприємств.

Перетворення кінематичних характеристик руху, таких як швидкість, прискорення та ривок, у внутрішнє представлення системи ЧПК можна виконати за рівняннями

$$V_T = \frac{F \cdot k}{f_{cycle} \cdot 60}, \quad (5.6)$$

$$a_T = \frac{1000 \cdot a \cdot k}{f_{cycle}^2} = \frac{1000 \cdot n_{ov} \cdot g \cdot k}{f_{cycle}^2}, \quad (5.7)$$

$$J_T = \frac{1000 \cdot J \cdot k}{f_{cycle}^3}, \quad (5.8)$$

де F – технологічна подача, мм/хв; k – дискретність вимірювання положення, дискр./мм; f_{cycle} – частота циклу керування, Гц; n_{ov} – коефіцієнт перевантаження; g – прискорення вільного падіння, м/с².

У сучасному обладнанні для високошвидкісного оброблення зазвичай використовуються системи ЧПК з частотою циклу керування від 1 кГц до 2,5 кГц. На рисунку 5.4 наведено результат перетворення швидкості для відповідного діапазону частоти циклу керування та найбільш широко використовуваної дискретності (10^{-3} мм). Малому значенню внутрішнього представлення швидкості V_T відповідають доволі великі технологічні подачі F .

Отже, за частоти циклу керування 1 кГц внутрішнє представлення значення швидкості 333 дискр./такт відповідає технологічній подачі 20 м/хв. Швидкість керованого руху осі верстата в традиційній моделі керування визначається рівнянням (5.1) як скінчена різниця змінення положення за час циклу керування. Завдяки дискретності вимірювання положення, кратне одній дискреті, можна розпізнати обмежену кількість градацій швидкості. У цьому прикладі для сучасного високошвидкісного обладнання можна розпізнати лише кілька сотень градацій швидкості. Разом із тим глибина регулювання сервоприводів K_f для сучасного обладнання становить не менше 10 000–30 000.

Це означає, що сервопривід забезпечує керований рух осі верстата з відповідною кількістю градацій швидкості. Очевидно, що існує невідповідність між можливостями сервопривода плавно змінювати швидкість у системі оброблення та здатністю системи ЧПК спостерігати за процесом руху та відповідно керувати ним. У цьому прикладі система ЧПК визначає швидкість керованих осей від 100 до 300 разів грубішу, ніж існує здатність виконувати рух. Це означає, що для забезпечення правильного спостереження за рухом і визначення фізично реалізованої швидкості керованої осі верстата необхідно збільшити роздільну здатність для визначення такого кінематичного параметра, як внутрішнє представлення змінення положення швидкості V_T .

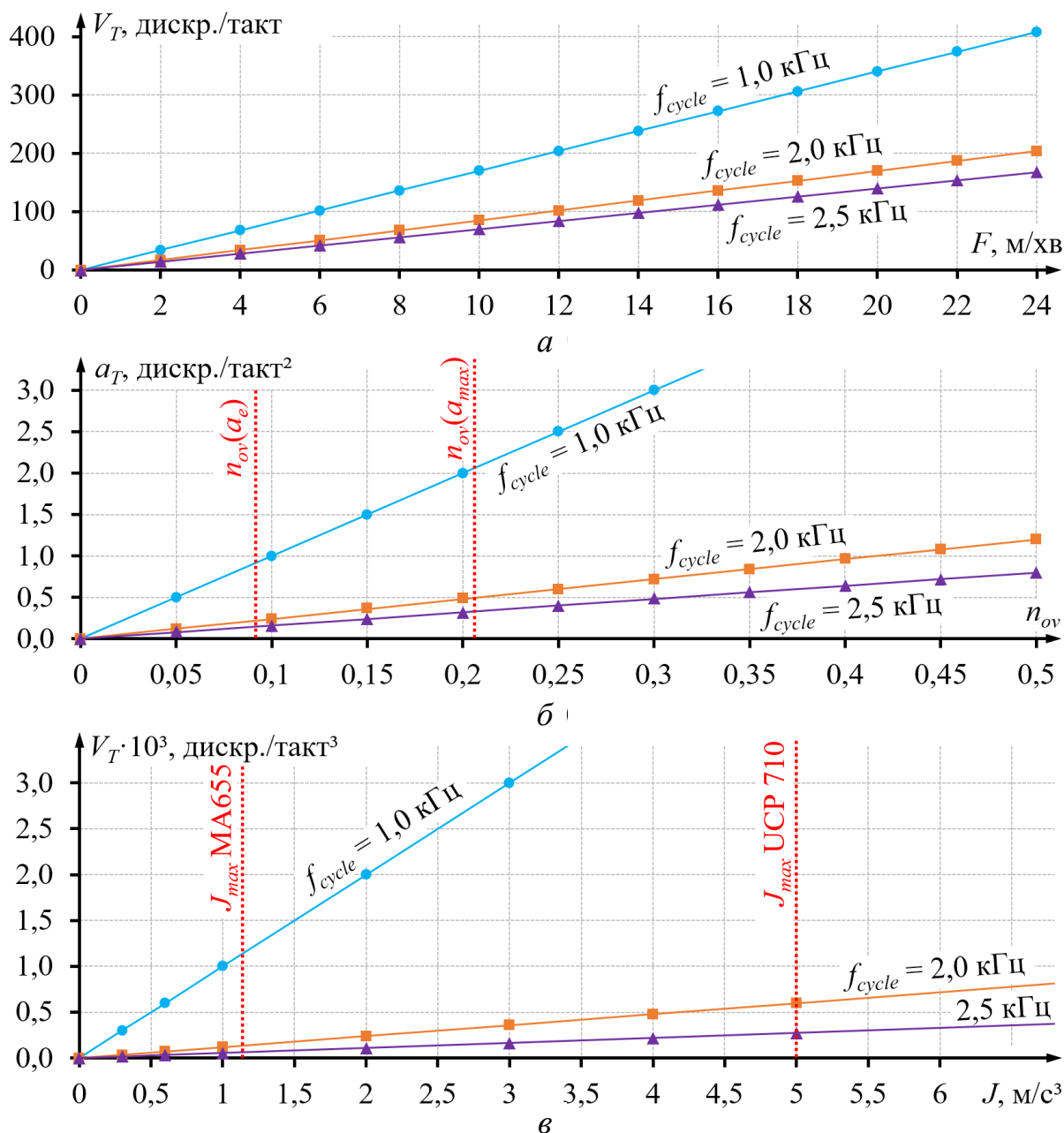


Рисунок 5.4 – Залежності параметрів руху: *а* – внутрішнє представлення швидкості від технологічної подачі; *б* – внутрішнє представлення прискорення від перевантаження; *в* – внутрішнє представлення ривка від ривка осі; a_{max} – максимальне прискорення; a_e – експлуатаційне прискорення; J_{max} – максимальний ривок

Сучасний рівень верстатобудування дозволяє реалізувати прискорення робочих органів фрезерних верстатів порядку $1,4 \dots 2 \text{ g}$ ($14 \dots 20 \text{ м/с}^2$). Для системи ЧПК з частотою циклу керування $1 \dots 2,5 \text{ кГц}$ таке перевантаження відповідає внутрішньому представленню прискорення, що дорівнює $19 \dots 3,14 \text{ дискр./цикл}^2$. Максимальні прискорення для обладнання, що експлуатується на машинобудівних підприємствах, значно менші за вказане значення. Отже, на кроці змінення керуючого коду при поздовжньому

переміщенні супорта верстата 16K20Ф3 максимальне прискорення становить 2,1 дискр./такт², що відповідає перевантаженню 0,21 g (обмеження a_{max} на рис. 5.4). Робота цього верстата здійснюється із застосуванням S-подібного закону прискорення / розганяння з максимальним значенням прискорення порядку 0,9 дискр./такт², що становить близько 0,09 g (обмеження a_e на рис. 5.4). Початкове прискорення S-подібного закону може становити 0,002–0,010 дискр./такт². Експериментальне дослідження на верстаті типу MA655SM30 показало, що величина максимального ривка у внутрішньому представленні системи ЧПК залежно від частоти циклу керування становить не більше 0,001–0,000 064 дискр./такт³. Для осей X, Y MİKRON UCP 710 з $J_{max} = 5 \text{ м/с}^3$ [23] ривок у внутрішньому представленні системи ЧПК становить 0,005–0,000 32 дискр./такт³, а для осі Z з $J_{max} = 50 \text{ м/с}^3$ відповідно 0,05–0,0032 дискр./такт³. Таким чином, можна стверджувати, що у внутрішньому представленні системи ЧПК диференціальні характеристики руху будуть з таким порядком: швидкість – сотні дискр./такт; прискорення – одиниці або десятки дискр./такт²; ривок – соті або тисячні частки дискр./такт³.

Отримана оцінка значень диференціальних характеристик руху у внутрішньому представленні системи ЧПК дозволяє стверджувати, що дискретність визначення позиції, яка відповідає вимогам точності позиціонування, не забезпечує достатньої роздільної здатності параметра швидкості приблизно у 100–500 разів і має недостатню роздільну здатність для опису параметрів прискорення та ривка. Ця обставина виключає можливість плавного керування рухом осей зі швидкістю, прискоренням і ривком.

Для узгодження характеристик системи ЧПК з можливостями сервопривода за параметром глибини регулювання швидкості K_f визначимо мінімально необхідне значення швидкості ΔF_{min} у внутрішньому представленні, яке повинно розпізнаватися системою ЧПК:

$$\Delta F \frac{F_{max}}{60 \cdot f_{cycle} \cdot K_{f_{min}}}, \quad (5.9)$$

де F_{max} – максимально допустима робоча подача, мм/хв.

Порядок необхідної роздільної здатності швидкості руху керованих осей технологічної системи розраховується за рівнянням

$$PD_F = \text{int} \uparrow \lg \left(\frac{F_{max}}{60 \cdot f_{cycle} \cdot K_f} \right). \quad (5.10)$$

Щоб визначити ступінь розбіжності між необхідною роздільною здатністю та доступною дискретністю вимірювання положення, запишемо рівняння для розрахунку найменшої спостережуваної швидкості ΔF_{observ} , вона визначається на основі змінення положення

$$\Delta F_{observ} = \frac{1}{k}. \quad (5.11)$$

Відношення найменшої спостережуваної подачі ΔF_{observ} до мінімально необхідного значення швидкості у внутрішньому представленні ΔF_{min} показує ступінь невідповідності між необхідною роздільною здатністю та доступною дискретністю вимірювання положення

$$D_F = \frac{60 \cdot f_{cycle} \cdot K_f}{k \cdot F_{max}}. \quad (5.12)$$

На рисунку 5.5 наведено результати розрахунків необхідної роздільної здатності швидкості керованих осей технологічної системи в широкому діапазоні технологічних подач. Розраховано для двох варіантів системи: один із частотою циклу керування 1 кГц і глибиною регулювання сервопривода 1×10^4 , інший з частотою циклу керування 2,5 кГц і глибиною регулювання сервопривода 3×10^4 .

Очевидно, що для існуючого обладнання машинобудівних підприємств з максимальною подачею близько 5 м/хв варіант системи з частотою циклу керування 1 кГц має ступінь неузгодженості $D_F = 300-100$. У цьому випадку необхідна роздільна здатність за швидкістю становить $1 \times 10^{-5} \dots 3 \times 10^{-6}$ мм.

Для обладнання з максимальною швидкістю подачі близько 30 м/хв і частотою циклу 2,5 кГц – ступінь неузгодженості $D_F = 180$. У цьому випадку необхідна роздільна здатність швидкості становить 1×10^{-5} мм.

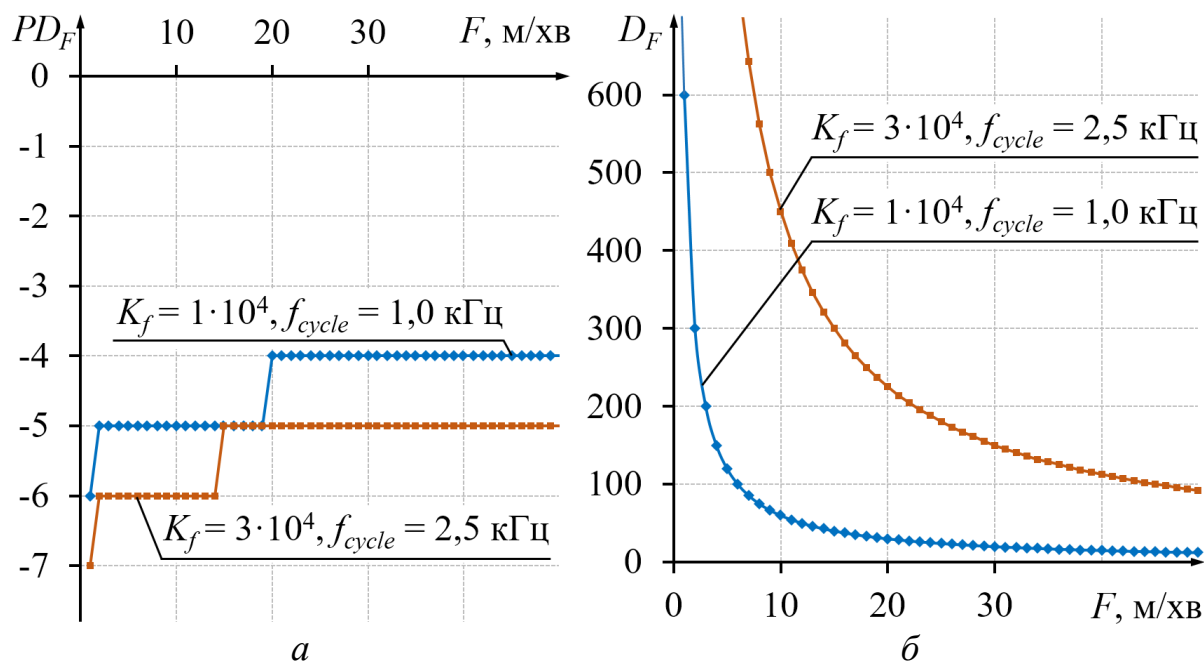


Рисунок 5.5 – Необхідна роздільна здатність швидкості: *a* – порядок роздільної здатності швидкості залежно від подачі; *б* – ступінь невідповідності між необхідною роздільною здатністю та наявною дискретністю

Для конкретного обладнання найнижче спостережуване значення прискорення Δa_{min} можна розрахувати за рівнянням

$$\Delta a_{min} = \frac{1000 \cdot n_{ov} \cdot g}{f_{cycle}^2 \cdot K_a}, \quad (5.13)$$

де K_a – безрозмірний коефіцієнт глибини регулювання прискорення.

Для забезпечення достатньої плавності змінення прискорення коефіцієнт K_a варто приймати не менше 1 000. Порядок необхідної роздільної здатності прискорення руху технологічної системи можна розрахувати за рівнянням

$$PD_a = \text{int} \uparrow \lg \left(\frac{1000 \cdot n_{ov} \cdot g}{f_{cycle}^2 \cdot K_a} \right). \quad (5.14)$$

Щоб визначити ступінь розбіжності між необхідною роздільною здатністю прискорення та доступною дискретністю вимірювання положення, запишемо рівняння для обчислення найменшого спостережуваного прискорення Δa_{observ} за скінченною різницею (5.1):

$$\Delta a_{observ} = \frac{1}{k}. \quad (5.15)$$

Відношення найменшого спостережуваного прискорення Δa_{observ} до мінімально необхідного значення внутрішнього представлення прискорення Δa_{min} показує ступінь розбіжності між необхідною роздільною здатністю прискорення та доступною дискретністю вимірювання положення

$$D_a = \frac{f_{cycle}^2 \cdot K_a}{1000 \cdot n_{ov} \cdot g \cdot k}. \quad (5.16)$$

Результати розрахунку необхідної роздільної здатності залежно від максимального прискорення для двох варіантів систем ЧПК з частотою керування 1 та 2,5 кГц та графіки ступеня розбіжності між необхідною роздільною здатністю і доступною дискретністю наведено на рисунку 5.6.

Для визначення параметрів прискорення необхідно забезпечити роздільну здатність порядку $1 \times 10^{-6} - 1 \times 10^{-8}$ мм для обладнання з максимальною прискорювальною характеристикою порядку 0,2 g.

Для конкретного обладнання найменше спостережуване значення ривка ΔJ_{min} можна розрахувати за рівнянням

$$\Delta J_{min} = \frac{1000 \cdot J_{max}}{f_{cycle}^3 \cdot K_J}, \quad (5.17)$$

де J_{max} – максимально допустимий ривок, м/с³; K_J – безрозмірний коефіцієнт глибини регулювального ривка.

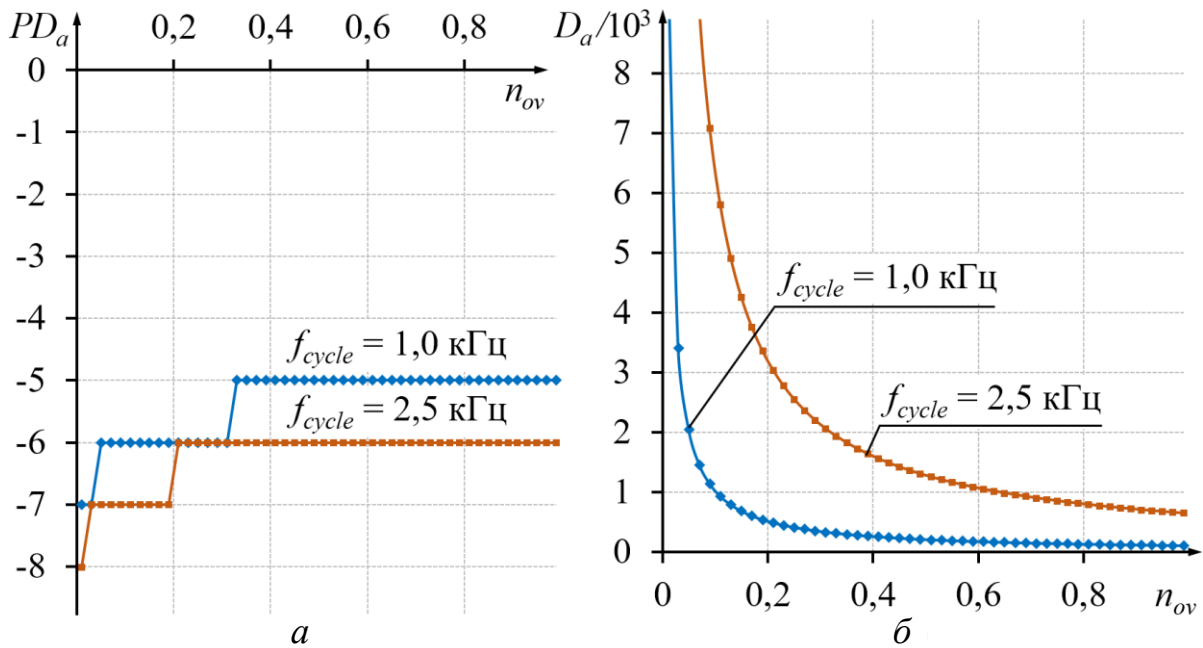


Рисунок 5.6 – Необхідна роздільна здатність прискорення: *a* – порядок роздільної здатності прискорення залежно від перевантаження; *б* – ступінь невідповідності між необхідною роздільною здатністю та наявною дискретністю

Для забезпечення мінімально необхідної плавності зміни ривка коефіцієнт K_J варто приймати не менше 100. Порядок необхідної роздільної здатності ривка руху органів технологічної системи розраховується у такий спосіб:

$$PD_J = \text{int} \uparrow \lg \left(\frac{1000 \cdot J_{max}}{f_{cycle}^3 \cdot K_J} \right). \quad (5.18)$$

Щоб визначити ступінь розбіжності між необхідною роздільною здатністю ривка та доступною дискретністю, запишемо рівняння для розрахунку найменшого спостережуваного ривка ΔJ_{observ} за скінченною різницею (5.1):

$$\Delta J_{observ} = \frac{1}{k}. \quad (5.19)$$

Відношення найменшого спостережуваного ривка ΔJ_{observ} до мінімально необхідного значення внутрішнього представлення ривка ΔJ_{min} показує ступінь невідповідності між необхідною роздільною здатністю ривка та доступною дискретністю вимірювання положення

$$D_J = \frac{f_{cycle}^3 \cdot K_J}{1000 \cdot J_{max}}. \quad (5.20)$$

Результати розрахунку необхідної роздільної здатності залежно від максимального ривка для двох варіантів систем ЧПК з частотою циклу керування 1 та 2,5 кГц та графіки ступеня розбіжності між необхідною роздільною здатністю ривка та доступною дискретністю наведено на рисунку 5.7.

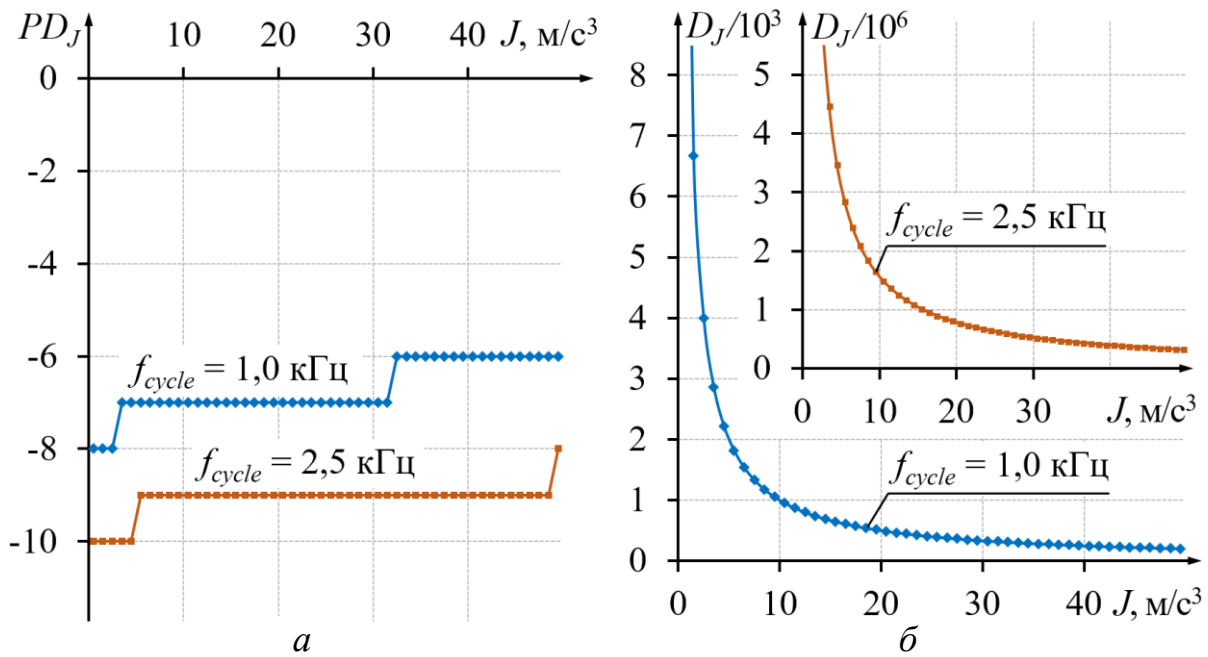


Рисунок 5.7 – Необхідна роздільна здатність ривка: *a* – порядок роздільної здатності ривка залежно від максимального ривка; *б* – ступінь невідповідності між необхідною роздільною здатністю та наявною дискретністю

Для визначення параметрів ривка необхідно забезпечити роздільність порядку $1 \times 10^{-7} - 1 \times 10^{-8}$ мм для обладнання з максимальною характеристикою за ривком 1 м/с^3 і глибиною ривка регулювання 100. Зі збільшенням глибини регулювання ривка до 1 000 роздільна здатність повинна бути збільшена до 1×10^{-9} мм.

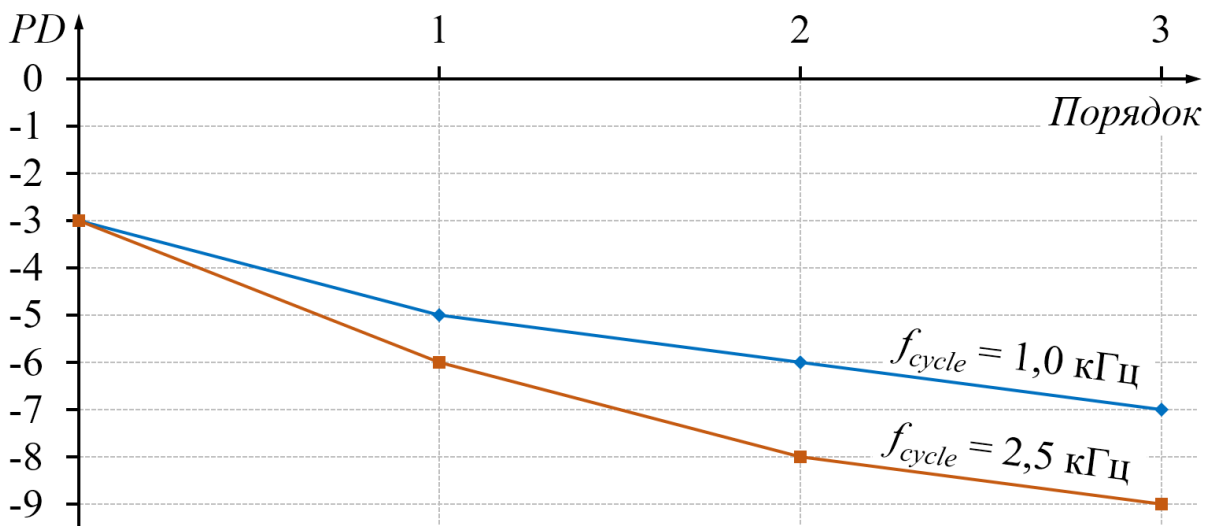


Рисунок 5.8 – Необхідна роздільна здатність залежно від порядку диференціальної кінематичної характеристики

Запропонована методика дозволяє визначити конкретні вимоги до контролерів технологічних систем [82]. На рисунку 5.8 показана залежність необхідної роздільної здатності PD від порядку диференціальної характеристики, яка може бути використана в процесі керування осей.

5.2 Математична модель та експериментальне дослідження повздожнього руху під час різьбонарізування з гладким *S*-подібним зміненням ривка

Різьбові з'єднання та деталі з гвинтовими поверхнями широко застосовуються в різних галузях машинобудування, гірничої промисловості та комунального господарства [36]. На сучасному рівні розвитку технологічного обладнання більшість деталей з критичними різьбовими та гвинтовими поверхнями виготовляється на обладнанні з ЧПК. До різьбових поверхонь висуваються вимоги високої точності, що суттєво впливає як на характеристики виробів, так і на їхню довговічність і надійність, наприклад, нафтогазові труби високого тиску тощо [185]. Лідери сучасного верстатобудування випускають обладнання, яке забезпечує ці вимоги. Проте вимоги до точності з часом зростають [171]. Відповідно, не втрачає своєї актуальності задача підвищення точності обладнання різного призначення, зокрема для нарізування різьблення.

Органи керування на великих подачах не можуть миттєво реагувати на змінення траєкторії інструменту на ділянках з вигинами через вплив сил інерції [127]. Одним із напрямків досліджень та інновацій, пов'язаних із підвищенням точності обладнання ЧПК та сервоприводів, є розроблення математичних моделей та методів керування рухом органів верстатів з урахуванням диференціальних характеристик, таких як швидкість, прискорення та ривок. Сучасні системи ЧПК використовують інтелектуальні методи планування швидкості подачі, реалізовані алгоритмами Look-head [29, 141], щоб уникнути інерційних кидків через змінення напрямку руху інструменту.

Ця тенденція найбільш виражена в розробці систем планування подачі для високошвидкісного оброблення. Запропоновано велику кількість *S*-подібних моделей змінення подачі. Запропоновано *S*-подібні профілі на основі поліномів: з трапецієподібним прискоренням [51], з переривчастим ривком [104], з безперервним ривком [55] тощо. Запропоновано *S*-подібні профілі подачі на основі тригонометричних функцій: профіль із неперервним прискоренням та розривний ривок [97], із безперервним ривком [57] та семиінтервальна модель *S*-подібного профілю з плавно-обмеженим ривком [159]. У роботі [159] експериментально показано, що використання *S*-подібного профілю подачі з плавно обмеженим ривком сприяє підвищенню точності переміщення органів верстата порівняно з *S*-подібним профілем із трапецієподібним прискоренням і обмеженим ривком.

Для процесу нарізання різьби на обладнанні з ЧПК необхідно забезпечити синхронізацію кількох осей інструменту руху з положенням обертового шпинделя. Найбільш сприйнятлива до утворення динамічних похибок вісь

поздовжнього переміщення. Ці похибки можна зменшити, застосувавши S -подібний профіль подачі з плавним змінням диференціальних характеристик. У цьому розділі розглядається задача прискорення переміщення поздовжньої осі синхронно з положенням шпинделя, що обертається, під час руху на ділянці заданої довжини з реалізацією S -подібного профілю швидкості подачі з використанням функції \sin^2 .

5.2.1 Керування різьбонарізуванням у дворівневій системі ЧПК

Незважаючи на надзвичайно широку різноманітність конструкцій різьбових і гвинтових поверхонь, під час їхнього виготовлення з використанням екстрактивних технологій використовуються однотипні цикли оброблення для багатопрохідного нарізування. На рисунку 5.9, *a* показана типова траєкторія, що використовується в циклах нарізання різьби. Водночас для реалізації формоутворення необхідно здійснювати синхронізований рух одразу трьох осей: обертання шпинделя S , переміщення осі Z разом із кроком гвинтової різьби, переміщення та позиціонування осі X на відповідний розмір діаметра обробленої поверхні. Через особливості конструкції обладнання та відмінності в інерційності динамічні характеристики осей руху шпинделя та інструменту суттєво відрізняються. Через цю причину традиційні підходи до координації рухів осей, що беруть участь у формуванні через інтерполяцію [2, 125], не забезпечить необхідної точності.

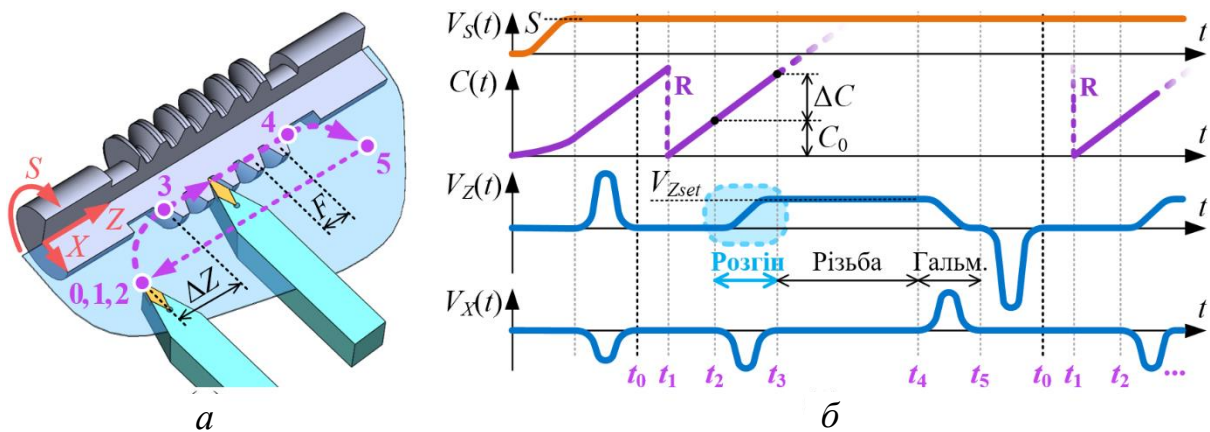


Рисунок 5.9 – Процес нарізання різьби: *a* – характерні ділянки траєкторії інструменту; *б* – діаграма взаємодії осей під час нарізання різьби; **R** – значення скидання кута шпинделя в нульовій позиції мітки

У результаті рух інструменту під час формування різьбових поверхонь здійснюється синхронно зі шпинделем. Розглянемо синхронізацію осі поздовжнього переміщення як найбільш схильної до формування динамічної похибки. На рисунку 5.10 показано схему керування нарізанням різьби, що включає поздовжню вісь і керування шпинделем. Початкова інформація для

оброблення конкретної деталі генерується в CAD/CAM і передається в ЧПК у вигляді G-коду, який містить мінімальний набір даних про параметри формування гвинтової різьби. У дворівневій системі ЧПК, яка використовується авторами [80, 193] для експериментальних досліджень, завдання інтерпретації коду та інтерполяції руху розподілені між двома ПК.

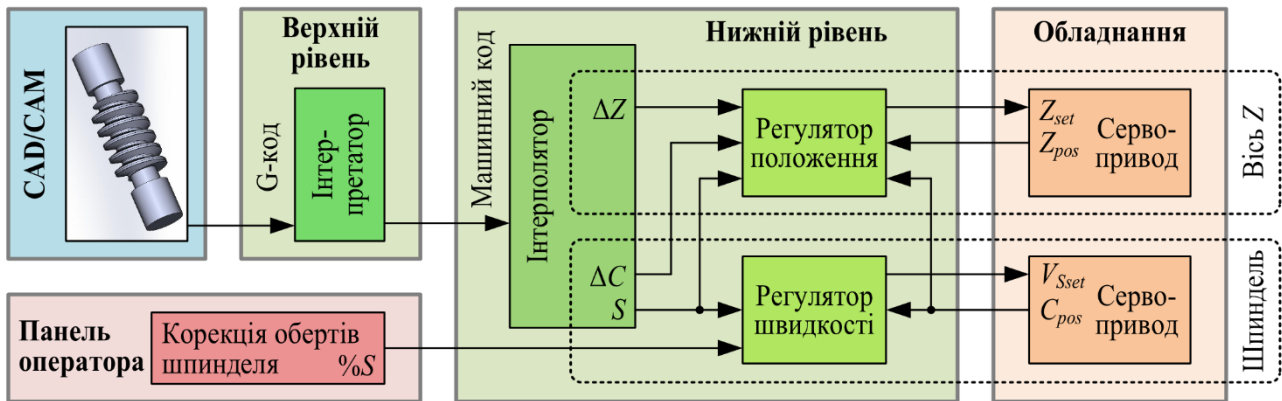


Рисунок 5.10 – Схема керування процесом різьбонарізування

Інтерпретація коду здійснюється без використання режиму реального часу і передбачає перетворення даних і формування «машинного коду» у форматі, зручному для використання в управлінні обладнанням. Модулі «Інтерполятор» і «Регулятор» працюють на ПК у режимі реального часу, але з різним темпом, щоб усунути «інформаційне голодування» у модулі «Регулятор». У звичайному режимі руху модуль «Інтерполятор» передає в модуль «Регулятор» дані про змінення положення та швидкості для кожного циклу керування. Передача даних здійснюється через віртуальну мережу, що забезпечує уніфікацію зв'язку цих модулів, як в межах одного ПК, так і за розміщення модулів «Регулятор» на окремих ПК у розподіленій системі. Така організація передбачає істотне обмеження кількості та типу параметрів, що передаються.

Подібні обмеження має передача даних у модуль «Регулятор» у режимі синхронізації з положенням шпинделя, що обертається. У зв'язку з цим варто передбачити можливість відновлення моделі руху за обмеженим набором параметрів. Крім того, у процесі перетворення даних із G-коду в набір вхідних параметрів у «Регуляторі» можуть накопичуватися похибки. Алгоритм розрахунку синхронізованого руху в модулі «Регулятор» повинен виключати вплив таких похибок. Типова траєкторія та схема руху осей під час нарізання різьблення наведена на рисунку 5.9. Процес здійснюється за постійної заданої швидкості шпинделя S . Параметр $C(t)$ показує фактичне положення шпинделя, що обертається. Перед початком циклу (t_0) інструмент розташовується в початковій точці. За нульової позиції мітки (t_1) значення $C(t)$ обнуляється, модулі «Регулятор» осей X , Z переходять у режим стеження за шпинделем. Після

досягнення положення шпинделя $C_0(t_2)$ починається прискорення. Під час прискорення швидкість осі Z збільшується до V_{Zset} на ділянці $\Delta Z(t_3)$. V_{Zset} визначається швидкістю шпинделя S і кроком спіралі F .

До цього часу шпиндель повинен змінити положення на ΔC . Етап нарізування різьблення виконується зі швидкістю синхронізованого руху V_Z , встановленою до кінця секції нарізування різьби (t_4). Режим синхронізованого руху завершується відведенням інструменту від поверхні заготовки вздовж осі X і уповільненням осі Z до нульової швидкості (t_5). Повторення циклу здійснюється після повернення в початкову точку в режимі традиційної інтерполяції. Для запропонованої моделі як вихідні дані використовуються параметри S , C_0 , ΔC , ΔZ . Зважаючи на особливості дворівневої архітектури системи ЧПК (рис. 5.10), формування параметрів моделі здійснюється в модулі «Інтерпретатор» для значення S , заданого G-кодом. Фактична швидкість шпинделя може відрізнятись через похибки налаштування привода. Крім того, швидкість шпинделя можна регулювати під час оброблення. Таким чином, модель руху повинна забезпечувати правильне прискорення осі в режимі відстеження фактичного положення шпинделя (C_{pos}) незалежно від фактичної швидкості, що виконується.

У роботі розглядаються математичні моделі синхронізованого зі шпинделем прискорення поздовжньої осі на основі рівноприскореного руху та руху з плавним ривком. Проведено експериментальне порівняння точності переміщення поздовжньої осі під час застосування цих моделей.

5.2.2 Математична модель рівноприскореного руху

Математична модель переміщення поздовжньої осі в розгінній ділянці під час нарізання різьби повинна забезпечувати чітку синхронізацію швидкостей шпинделя V_S і поздовжнього переміщення осі $V_Z(t)$. Швидкість шпинделя визначається як

$$V_S = 6S, \quad (5.21)$$

де S – значення швидкості шпинделя, вказане в G-коді. Під час прискорення осі Z шпиндель здійснює рівномірний рух зі швидкістю V_S . Тоді вираз для часу t , необхідного для досягнення довільної позиції ΔC_{pos} , можна записати у вигляді

$$t = \frac{\Delta C_{pos}}{6S}. \quad (5.22)$$

Вираз для визначення часу t_{acc} , необхідного для досягнення положення ΔC

$$t_{acc} = \frac{\Delta C}{6S}. \quad (5.23)$$

Швидкість осі Z в кінці ділянки прискорення V_{Zset} залежить від кроку різьби F і частоти обертання шпинделя і дорівнює швидкості на ділянці її нарізання

$$V_{Zset} = \frac{F \cdot S}{60}. \quad (5.24)$$

Для прийнятих граничних умов $V_{Z0}(t_0) = 0$; $Z(t_0) = Z_0$ рівняння для змінення швидкості та положення поздовжньої осі можна записати як

$$V_Z(t) = a_{acc} \cdot t, \quad (5.25)$$

$$Z(t) = Z_0 + \Delta Z(t) = Z_0 + \frac{(a_{acc} \cdot t^2)}{2}. \quad (5.26)$$

Розганяння поздовжньої осі здійснюється протягом деякого часу t_{acc} до швидкості V_{Zset} . З рівняння (5.25) з урахуванням (5.24) отримаємо значення часу прискорення

$$t_{acc} = \frac{F \cdot S}{60 \cdot a_{acc}}. \quad (5.27)$$

Вираз для змінення положення під час рівноприскореного руху в кінці ділянки прискорення можна записати з (5.26) з урахуванням (5.23)

$$\Delta Z = \frac{a_{acc} \cdot \Delta C}{72 \cdot S^2}. \quad (5.28)$$

Звідси отримуємо вираз для прискорення, необхідного для координованого руху шпинделя та поздовжньої осі

$$a_{acc} = \frac{72 \cdot S^2 \cdot \Delta Z}{\Delta C^2}. \quad (5.29)$$

З рівняння (5.25) з урахуванням (5.23), (5.24) і (5.29) отримуємо залежність між кроком різьби та переміщеннями шпинделя та осі Z

$$F = \frac{720 \cdot \Delta Z}{\Delta C}. \quad (5.30)$$

Для керування віссю Z у режимі стеження за шпинделем згідно з рисунком 5.11 необхідно представити переміщення осей як функцію положення шпинделя ΔC_{pos} . Для цього за допомогою простого виразу (5.26) з урахуванням (5.22) і (5.29) отримуємо

$$Z(\Delta C_{pos}) = Z_0 + \frac{\Delta C_{pos}^2 \cdot \Delta Z}{\Delta C}. \quad (5.31)$$

Під час виконання програми швидкість шпинделя може відрізнятись від зазначеної в G-кодї. рівняння (5.31) пов'язує положення осі Z з положенням шпинделя і не використовує такі параметри, як час t і швидкість шпинделя S . Очевидно, що синхронізація руху осі Z зі шпинделем за допомогою (5.31) не чутлива до похибок у фактичній швидкості обертання шпинделя і може використовуватися в ЧПК. Однак така модель переміщення поздовжньої осі в розгінній ділянці під час нарізання різьби не забезпечує плавного змінення

диференціальних характеристик переміщення, необхідного для забезпечення високої точності оброблення.

5.2.3 Математична модель руху з плавним ривком

У роботі [242] запропоновано спрощену трьохінтервальну модель S -подібного профілю швидкості подачі з плавно-обмеженим ривком за допомогою функції \sin^2 та показано її застосування в ЧПК. У системі планування подачі розв'язується задача забезпечення мінімального часу руху за траєкторією оброблення з дотриманням обмежень диференціальних характеристик руху. Як одне з обмежень використовується довжина ділянки траєкторії, на якій змінюється швидкість руху, але допускається розганяння до заданої швидкості на ділянці довільної довжини. На відміну від систем ЧПК з диспетчеризацією подач [76, 133], під час нарізання різьби необхідно забезпечити одночасне досягнення необхідної швидкості переміщення поздовжньої осі та заданого положення шпинделя і поздовжньої осі. У цьому випадку, допускається можливість відхилення частоти обертання шпинделя від теоретично заданої. Необхідно розв'язати задачу визначення параметрів руху поздовжньої осі, за якої на заданій довжині буде досягнута швидкість руху, необхідна для синхронізації зі швидкістю обертання шпинделя.

На рисунку 5.11 зображено діаграму змінення диференціальних характеристик переміщення осі Z у режимі синхронізації з положенням шпинделя. Для опису руху по осі Z використовується модель з плавним ривком, запропонована в [242].

Однак для опису руху під час нарізання різьби модель руху розглядається не як функція часу, а як функція параметра p . Значення параметра p визначається як відношення положення шпинделя ΔC_{pos} до заданої швидкості його обертання або до заданих обертів S з урахуванням формули (5.21)

$$p = \frac{\Delta C_{pos}}{V_S} = \frac{\Delta C_{pos}}{6S}. \quad (5.32)$$

Ділянка прискорення поздовжньої осі відповідає її переміщенню в інтервалі зміни параметра від $p_0 = 0$ до p_{acc}

$$p_{acc} = \frac{\Delta C}{V_S} = \frac{\Delta C}{6S}. \quad (5.33)$$

Для прийнятих умов $V_{z0}(p_0) = 0$; $Z(p_0) = Z_0$ швидкість осі Z визначається як

$$V_Z(p_{acc}) = \frac{F \cdot S}{60}. \quad (5.34)$$

Додатково варто дотримуватися таких граничних умов для досягнення плавності руху під час прискорення: $A_Z(p_0) = A_Z(p_{acc}) = 0$; $J_Z(p_0) = J_Z(p_{acc}) = 0$.

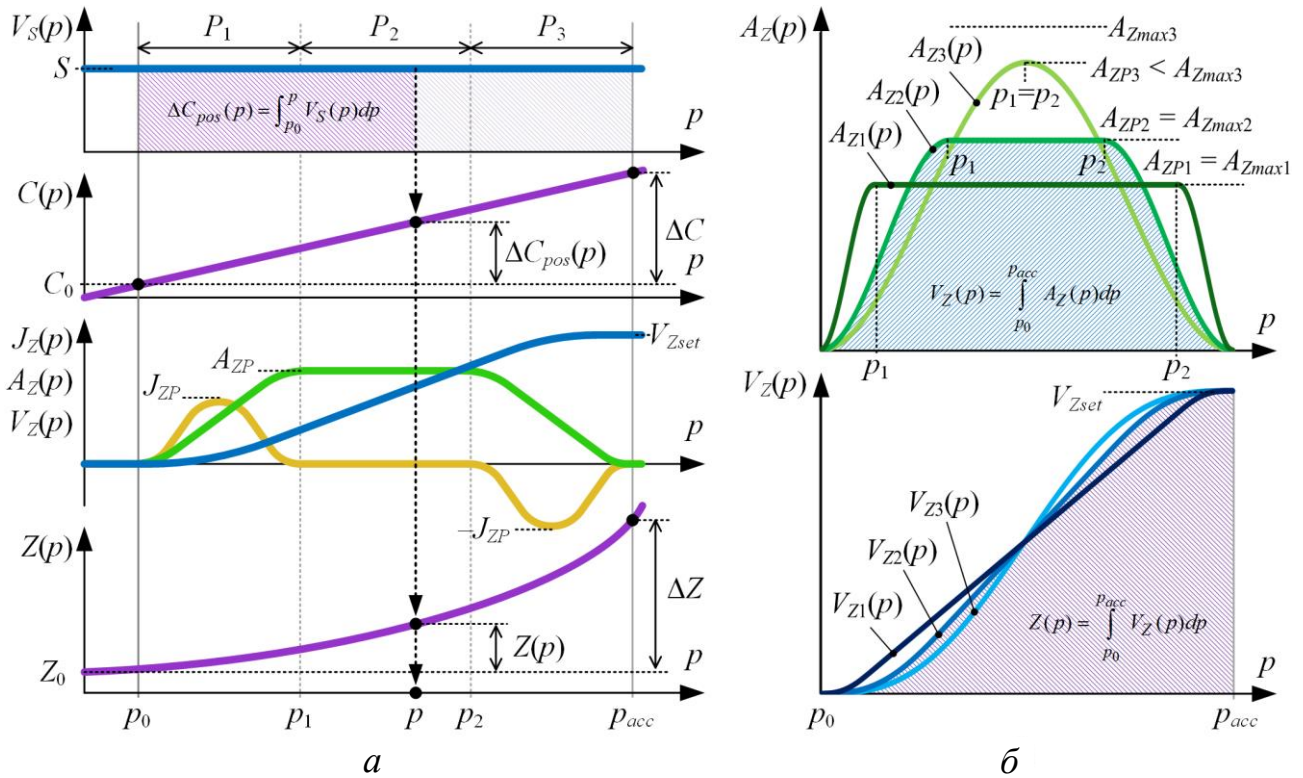


Рисунок 5.11 – Діаграма кінематичних параметрів руху: *a* – змінення диференціальних характеристик руху поздовжньої осі *Z* під час обертання шпинделя *S*; *б* – обмеження прискорення

Пройдена відстань ΔZ для ділянки прискорення задана в машинному коді, функція зміни положення визначається відповідно до *S*-подібного профілю швидкості подачі (рис. 5.11), який зазвичай містить три інтервали

$$\Delta Z = \int V_Z dp, \quad P_i = [p_{i-1}, p_i], \quad i \in [1,3]. \quad (5.35)$$

Прискорення починається в момент, що відповідає значенню параметра p_0 , і закінчується в момент, відповідний p_{acc} . Модель охоплює такі інтервали:

- P_1 : прискорення від $A_Z(p_0) = 0$ до $A_Z(p_1) = A_{ZP}$, тривалість Δp_1 ;
- P_2 : рух із постійним прискоренням $A_Z(p_1 \dots p_2) = const$, тривалість Δp_2 ;
- P_3 : прискорення від $A_Z(p_2) = A_{ZP}$ до $A_Z(p_3) = 0$, тривалість $\Delta p_3 = \Delta p_1$.

В окремому випадку інтервали постійного прискорення P_2 можуть не використовуватися. На кожному i -му інтервалі параметр із його початку визначається як

$$\tau(p) = (p - p_{i-1}), \quad p \in P_i. \quad (5.36)$$

Повний інтервал змінення параметрів для процесу прискорення

$$p_{acc} = \Delta p_{acc} = \Delta p_1 + \Delta p_2 + \Delta p_3 = 2 \cdot \Delta p_1 + \Delta p_2. \quad (5.37)$$

Закон змінення ривка базується на функції \sin^2 з періодом, який визначається кутовою частотою $\omega(s^{-1})$. Значення ω розраховується з умови $\sin^2(\omega \cdot \Delta p_1) = 0$: $\omega = \frac{\pi}{\Delta p_1}$.

Відповідно до запропонованої моделі запишемо рівняння для визначення швидкості

$$V_Z(p) = \begin{cases} J_{ZP} \cdot FV(p), & p \in P_1, \\ A(p_1) \cdot \tau(p) + V(p_1), & p \in P_2, \\ A(p_1) \cdot \tau(p) - J_{ZP} \cdot FV(p) + V(p_2), & p \in P_3, \end{cases} \quad (5.38)$$

де $FV(p) = 0,25 \cdot (\tau(p))^2 - \left(\frac{\sin(\omega \cdot \tau(p))}{2 \cdot \omega}\right)^2$.

Положення поздовжньої осі переміщення визначається як

$$Z(p) = Z_0 + \Delta Z(p). \quad (5.39)$$

Рівняння для визначення відстані, пройденої під час прискорення:

$$\Delta Z(p) = \begin{cases} J_{ZP} \cdot FS(p), & p \in P_1, \\ A(p_1) \cdot \frac{\tau(p)^2}{2} + V_Z(p_1) \cdot \tau(p) + Z(p_1), & p \in P_2, \\ A(p_1) \cdot \frac{\tau(p)^2}{2} - J_{ZP} \cdot FS(p) + V_Z(p_2) \cdot \tau(p) + Z(p_2), & p \in P_3, \end{cases} \quad (5.40)$$

де $FS(p) = \frac{\tau(p)^3}{12} - \frac{\tau(p)}{8 \cdot \omega^2} + \frac{\sin(2 \cdot \omega \cdot \tau(p))}{16 \cdot \omega^3}$.

Прискорення, швидкість і пройдений шлях, які будуть досягнуті в кінці інтервалу P_1 (на p_1), відповідно до запропонованої моделі, визначаються як:

$$A_{ZP}(p_1) = 0,5 \cdot J_{ZP} \cdot \Delta p_1, \quad V_{ZP}(p_1) = 0,25 \cdot J_{ZP} \cdot \Delta p_1^2, \quad (5.41)$$

$$\Delta Z(p_1) = J_{ZP} \cdot \Delta p_1^3 \cdot \left(\frac{1}{12} - \frac{1}{8 \cdot \pi^2}\right). \quad (5.42)$$

Швидкість і пройдений шлях, які будуть досягнуті в кінці інтервалу P_2 (на p_2), відповідно до запропонованої моделі [242] визначаються як:

$$V_Z(p_2) = V_{Zset} - 0,25 \cdot J_{ZP} \cdot \Delta p_1^2, \quad (5.43)$$

$$\Delta Z(p_2) = 0,5 \cdot V_{Zset} \cdot (\Delta p_2) + S(\Delta p_1), \quad (5.44)$$

З (5.38), (5.42) і (5.37) отримайте швидкість у кінці ділянки прискорення

$$\begin{aligned} V_{Zset} = V_Z(p_{acc}) &= 0,5 \cdot J_{ZP} \cdot (\Delta p_1^2 - \Delta p_1 \cdot \Delta p_2) = \\ &= 0,5 \cdot J_{ZP} \cdot (\Delta p_1 \cdot \Delta p_{acc} - \Delta p_1^2). \end{aligned} \quad (5.45)$$

Шлях, пройдений на ділянці прискорення, визначається за рівнянням

$$\begin{aligned} \Delta Z(p_{acc}) &= 0,5 \cdot V_{Zset} \cdot \Delta p_{acc} = \\ &= 0,5 \cdot V_{Zset} \cdot (2 \cdot \Delta p_1 + \Delta p_2). \end{aligned} \quad (5.46)$$

З рівняння (5.43) з урахуванням (5.24) отримаємо рівняння для визначення діапазону змінення параметра на ділянці прискорення

$$\Delta p_{acc} = \frac{120 \cdot \Delta Z}{S \cdot F}. \quad (5.47)$$

З (5.44), (5.37) і (5.33) отримаємо зв'язок між кроком різьби та переміщеннями шпинделя і поздовжньої осі в розгінній ділянці

$$F = 720 \frac{\Delta Z}{\Delta C}. \quad (5.48)$$

Рівняння (5.45) для запропонованого S -подібного профілю з плавно-обмеженим ривком подібне до (5.30) для рівноприскореного руху. Співвідношення розглянутих параметрів у формулі (5.48) явно не залежить від швидкості шпинделя. Кількість інтервалів у реалізованому S -подібному профілі подачі на ділянці прискорення осі Z залежить від співвідношення необхідного прискорення та його обмеження

$$A_{ZP} \leq A_{Zmax}. \quad (5.49)$$

На рисунку 5.11, б показано, що під час виконання умови (5.49) інтервал P_2 відсутній, а величина змінення параметра на інтервалі P_1 для двоінтервального профілю прискорення визначається співвідношенням між переміщенням осі та положенням шпинделя і з урахуванням (5.33) визначається за рівнянням

$$\Delta p_{1_2i} = 0,5 \cdot \Delta p_{acc} = \frac{\Delta C}{12 \cdot S}. \quad (5.50)$$

У разі виконання умови (5.49) розганяння здійснюється за трьохінтервальним профілем. Прискорення в кінці інтервалу P_1 буде відповідати межі A_{Zmax} . Враховуючи це, тривалість інтервалу P_1 отримаємо з виразів (5.45), (5.41):

$$\Delta p_{1_amax} = \Delta p_{acc} - \frac{V_{Zset}}{A_{Zmax}}. \quad (5.51)$$

На ділянці прискорення для формування S -подібного профілю подачі, який задовольняє умову забезпечення синхронної швидкості руху на заданій довжині шляху, необхідно вибрати найменше значення Δp_1 :

$$\Delta p_1 = \min(\Delta p_{1_amax}, \Delta p_{1_2i}). \quad (5.52)$$

Використовуючи рівняння (5.45), (5.46) знаходимо значення ривка J_{ZP} , необхідного для руху на ділянці прискорення як для двоінтервального, так і для трьохінтервального профілів

$$J_{ZP} = \frac{0,25 \cdot \Delta Z}{\Delta p_1 \cdot \Delta p_{acc}^2 - \Delta p_1^2 \cdot \Delta p_{acc}}. \quad (5.53)$$

Відповідно до запропонованої моделі розрахунок параметрів переміщення осі Z на розгінній ділянці виконується в такому порядку:

- визначення інтервалів змінення параметра p , p_{acc} за формулою (5.33), Δp_{1_amax} за рівнянням (5.51), Δp_{1_2i} за виразом (5.50);
- визначення кількості інтервалів (5.52) і тривалості інтервалу P_2 відповідно до (5.37);
- розрахунок необхідного ривка J_{ZP} за формулою (5.53);
- у процесі нарізання різьби залежно від положення ΔC_{pos} параметр p розраховується за формулою (5.21) та параметри руху і позиціонування за моделлю (5.38), (5.40).

Очевидно, що розрахунок параметрів руху поздовжньої осі відповідно до запропонованої математичної моделі є достатньо простим для їхньої реалізації в ЧПК. Складність алгоритму розрахунку співмірна зі складністю алгоритму моделі рівноприскореного руху. Модель забезпечує можливість керування рухом у розгінній ділянці за обмеженим набором початкових даних, включаючи змінення положень поздовжньої осі ΔZ і шпинделя ΔC у розгінній ділянці, а також заданої швидкості шпинделя S . Параметри ділянки прискорення повинні задовольняти умову (5.48), яка забезпечує досягнення необхідної для нарізання швидкості на ділянці заданої довжини.

5.2.4 Експериментальні дослідження

Експериментальні дослідження проводили на обладнанні з дворівневою системою ЧПК. Досліджено переміщення осі верстата з серводвигуном змінного струму Estun EMG-10APA22. Реєстрацію та обробку експериментальних даних здійснювали за допомогою програмно-технічного комплексу на базі ЧПК [80, 81, 127, 193]. Досліджено рух інструменту, що відповідає виробничій операції лівого черв'ячного гвинта (рис. 5.9, *a*). Експеримент досліджує поведінку похибки сервопривода $\delta(t)$ під час руху осі Z на ділянці прискорення фіксованої довжини. Проведено порівняння похибки сервопривода $\delta(t)$, отриманої під час розганяння з використанням моделі рівноприскореного руху (рис. 5.12, *a*) та моделі з використанням S -подібного профілю з плавно-обмеженим ривком (рис. 5.12, *б*). У таблиці 5.1 підсумовано параметри руху осі Z на ділянці прискорення та результуючі значення похибок сервопривода.

Як і очікувалося, після застосування рівноприскореного руху (рис. 5.12, *a*), похибка сервопривода $\delta(t)$ виникає після різкого змінення прискорення на початку ділянки прискорення (p_0) і після її завершення (p_{acc}). На початку похибка досягає значень $-17\dots+27$ мкм, але це не впливає на точність оброблення, оскільки в цьому положенні немає контакту з деталлю.

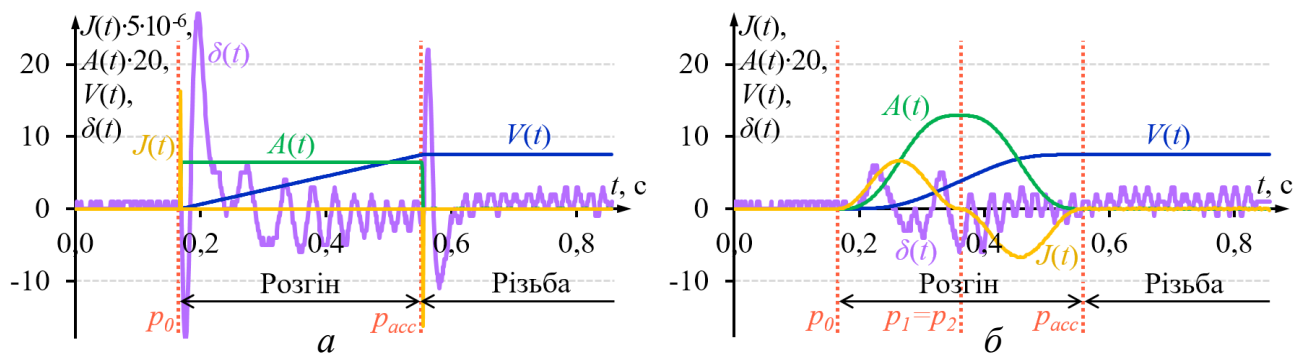


Рисунок 5.12 – Похибка сервопривода поздовжньої осі $\delta(t)$:

a – з використанням моделі рівноприскореного руху;

б – з використанням моделі з плавно-обмеженим ривком

S-подібного профілю подачі

Після завершення розганяння і початку нарізування різьби похибка сервопривода досягає значень $-11\dots+22$ мкм, що безпосередньо впливає на точність оброблення. Через це більшість виробників систем ЧПК рекомендують, щоб початкова точка різьби (рис. 5.9, *a*, поз. 3) була встановлена за межами деталі, що не завжди можна зробити через характер конструкції деталі. Крім того, такий характер руху негативно впливає на обладнання. Після застосування моделі з плавно-обмеженим ривком *S*-подібного профілю подачі (рис. 5.12,*б*) поведіння похибки сервопривода $\delta(t)$ суттєво змінюється. На початковому етапі розганяння за межами заготовки відбуваються коливання сервопохибки в межах ± 6 мкм. До кінця розганяння перед переходом до нарізування величина сервопохибки стабілізується на рівні $-1\dots+3$ мкм, що відповідає її значенню в усталеному режимі. Це дозволяє встановити точку початку різьблення (рис. 5.9, *a*, поз. 3) безпосередньо на деталі та полегшує виконання технологічних операцій оброблення деталей з обмеженою довжиною розгінної ділянки. Крім того, плавний рух зменшує знос, подовжуючи термін експлуатації обладнання.

Таблиця 5.1 – Параметри переміщення поздовжньої осі в розгінній ділянці

Показники	Одиниця вимірювання	Лінійна форма	<i>S</i> -подібна форма
Тривалість стадії прискорення	с	0,39	0,39
Швидкість нарізання різьби	м/хв	7,5	7,5
Максимальне прискорення	м/с ²	0,325	0,65
Максимальний ривок	м/с ³	325 000	7
Максимальна похибка сервопривода на етапі розганяння	мкм	27	6
Максимальна похибка сервопривода на етапі нарізання різьби	мкм	22	3



Рисунок 5.13 – Виробництво черв'ячного гвинта: налагодження процесу (а) і виготовлених деталей (б)

За результатами досліджень впроваджено у виробництво запропоновану модель S -подібного профілю подачі з плавно-обмеженим ривком для синхронізації рухів різьби. На рисунку 5.13, а показано налагодження процесу виготовлення лівого черв'ячного гвинта, а на рисунку 5.13, б – приклади виготовлених деталей.

5.3 Математична модель та експериментальне дослідження поперечного руху під час різьбонарізування з гладким S -подібним змінням прискорення

Під час нарізання різьби осі поперечного і поздовжнього переміщення інструменту здійснюють різні за характером рухи [53, 147]. Вісь поперечного переміщення на короткій ділянці змінює положення по діаметру оброблення і значною мірою схильна до формування динамічних похибок [87, 89]. У цьому розділі розглядається рух уздовж поперечної осі, синхронізований з положенням шпинделя, що обертається під час нарізання різьби. Застосування S -подібного профілю подачі з плавним змінням диференціальних характеристик сприяє зменшенню цих похибок. Запропоновано спрощений алгоритм, який забезпечує характер зміння диференціальних характеристик на рівні безперервності ривка та плавності прискорення за допомогою функції \sin^2 .

5.3.1 Організація керування нарізанням різьби у дворівневій системі ЧПК

Існує велика різноманітність конструкцій різьбових поверхонь. Однак для оброблення цих поверхонь на обладнанні з ЧПК, як було показано вище, використовуються однотипні багатопрхідні цикли нарізання різьби. Типова траєкторія інструменту, що використовується в циклах нарізання різьби, показана на рисунку 5.14, а. Для оброблення поверхні різьблення необхідно здійснювати синхронізований рух відразу по трьох осях: обертання шпинделя S ,

поперечне переміщення і позиціонування осі X на відповідний розмір діаметра оброблюваної поверхні і поздовжнє переміщення по Z вісь уздовж кроку спіральної лінії F . Динамічні характеристики осей руху шпинделя та інструменту суттєво відрізняються через відмінності в інерційних та конструктивних особливостях осей. З цієї причини використання традиційної інтерполяції руху осей для нарізування різьби не забезпечує необхідної точності [2, 125].

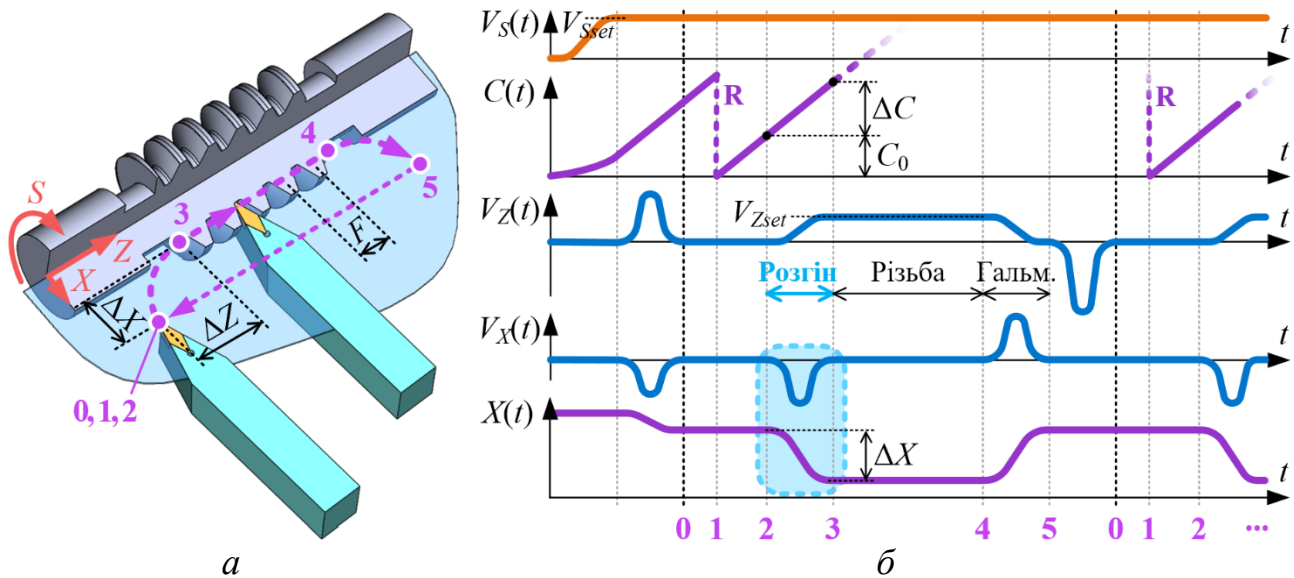


Рисунок 5.14 – Схема процесу нарізування різьби: *a* – характерні ділянки траєкторії інструменту; *б* – діаграма взаємодії осей для різьблення; **R** – значення скидання кута шпинделя за нульової позиції мітки

Одна з можливих схем організації керування під час нарізання різьби показана на рисунку 5.15. Початкова інформація для оброблення у вигляді G-коду передається з CAD/CAM на ЧПК. У використаній авторами [80, 193] для експериментальних досліджень дворівневій системі ЧПК завдання інтерпретації коду та інтерполяції руху розподілені між двома комп'ютерами. «Інтерпретатор» виконує перетворення даних і генерацію «машинного коду» у форматі, зручному для використання в керуванні обладнанням. Ці перетворення не вимагають використання режиму реального часу.

Модулі «Інтерполятор» і «Регулятор» працюють у режимі реального часу. Щоб усунути «інформаційний голод» під час керування рухом, модулі «Регулятор» і «Інтерполятор» тактуються в різному темпі. У звичайному режимі руху по траєкторії для кожного циклу керування модуль «Інтерполятор» передає в модуль «Регулятор» дані про змінення положення та швидкості руху. Модулі «Регулятор» для різних осей можуть розташовуватися як на одному обчислювальному пристрої, так і на різних. Для уніфікації зв'язку дані для «Регулятора» передаються пакетами через віртуальну мережу. Така організація передбачає істотне обмеження кількості та типу параметрів, що передаються.

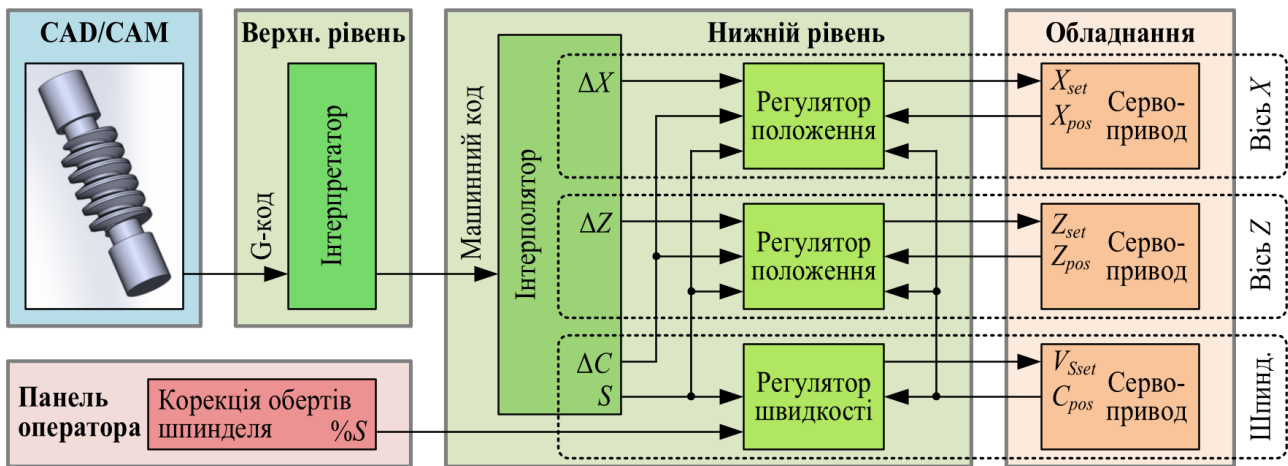


Рисунок 5.15 – Організація керування процесом нарізування різьби

Ці обмеження щодо передачі даних на модуль «Регулятор» діють і для режиму синхронізації з положенням шпинделя, що обертається.

Типову траєкторію та діаграму зміни параметрів руху синхронізованих осей під час нарізання різьби наведено на рисунку 5.14. Цикл нарізування різьби виконується за постійної заданої частоти обертання шпинделя S при заданій (розрахунковій) швидкості змінні положення шпинделя визначається як

$$V_{Sset} = 6 \cdot S. \quad (5.54)$$

Фактичне положення обертового шпинделя міститься в параметрі $C(t) = C_{pos}$. Перед початком циклу інструмент позиціонується в початкову точку (момент часу 0). За нульової позиції мітки (момент часу 1) значення $C(t)$ скидається, модулі «Регулятор» осей X і Z переходять в режим стеження за шпинделем. Після досягнення положення шпинделя C_0 (момент часу 2) починається етап прискорення для осі Z і вісь X наближається до діаметра оброблення.

На цьому етапі поздовжня вісь повинна розігнатися до V_{Zset} на ділянці заданої довжини ΔZ (момент часу 3), а вісь X повинна змінити своє положення на величину ΔX . Змінення положення поперечної осі повинне бути виконано на розмір оброблення з мінімальною похибкою сервопривода і без коливань. Швидкість шпинделя S і крок спіральної лінії F визначають необхідну швидкість переміщення по поздовжній осі V_{Zset} і величину узгоджених переміщень шпинделя ΔC поперечної осі ΔX і поздовжньої осі ΔZ .

Етап різьблення виконується на швидкості синхронізованого руху V_Z , встановленої до кінця різьбової ділянки, а поперечна вісь підтримує розмір позиціонування (момент часу 4). Режим синхронного руху завершується відведенням інструменту від поверхні деталі вздовж осі X і уповільненням осі Z до нульової швидкості (момент часу 5). Цикл повторюється після повернення до вихідної точки в традиційному режимі інтерполяції.

Для запропонованої моделі як вихідні дані використовуються параметри S , C_0 , ΔC , ΔZ . Цього набору даних, відповідно до схеми зв'язку модулів (рис. 5.15), достатньо для ініціалізації синхронізованого руху по осях.

У розділі розглядаються математичні моделі синхронізованого зі шпинделем поперечної осі руху на основі руху з плавним прискоренням. На запропонованих моделях проведено експериментальне дослідження точності переміщень поперечної осі.

5.3.2 Математична модель руху з плавним прискоренням у зоні наближення поперечної осі

Важливою характеристикою алгоритмів, що використовуються в блоках керування реального часу, є мінімізація обчислювального навантаження. Запропонована раніше трьохінтервальна модель S -подібного профілю швидкості подачі з плавно-обмеженим ривком [169] забезпечує необхідний характер змінення диференціальних характеристик, але потребує деяких обчислень і логічних операцій для ініціалізації параметрів профілю.

На відміну від розглянутих раніше моделей, у цьому розділі запропоновано двохінтервальний S -подібний плавний профіль подачі прискорення, який забезпечує необхідний характер змінення диференціальних характеристик і не потребує складних розрахунків для ініціалізації параметрів профілю.

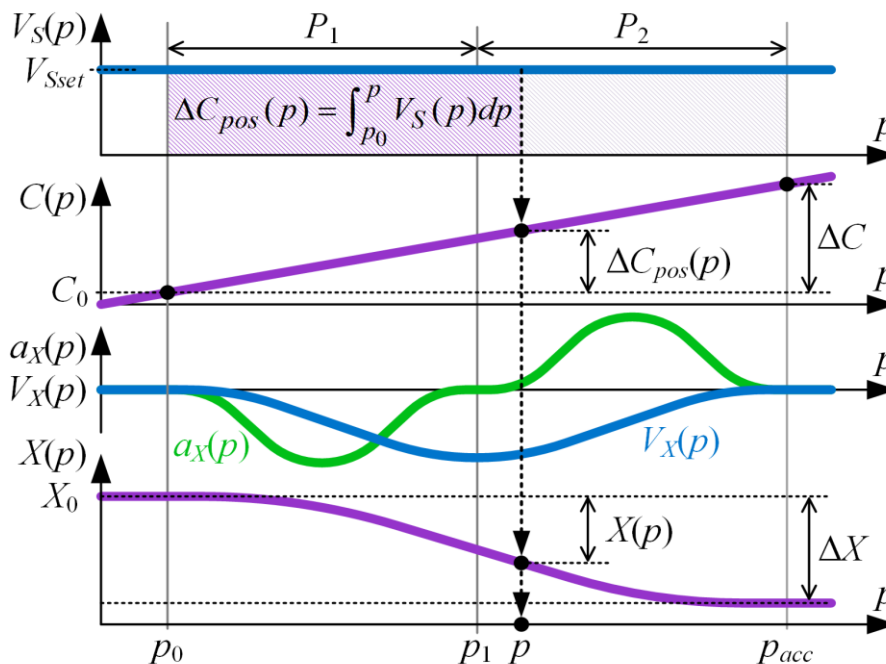


Рисунок 5.16 – Діаграма змінення диференціальної характеристики руху вздовж осі X поперечного переміщення, синхронізованого з обертанням шпинделя S

На рисунку 5.16 наведено діаграму змінення диференціальної характеристики руху вздовж осі поперечного переміщення в режимі синхронізації з положенням обертового шпинделя. Для опису переміщення вздовж поперечної осі використовується модель як функція параметра p , що визначається як відношення положення шпинделя ΔC_{pos} до заданої швидкості його обертання V_{Sset} або S з урахуванням

$$p = \frac{\Delta C_{pos}}{V_{Sset}} = \frac{\Delta C_{pos}}{6 \cdot S}. \quad (5.55)$$

Ділянка наближення поперечної осі відповідає її переміщенню в інтервалі зміни параметра від $p_0 = 0$ до p_{acc} :

$$p_{acc} = \frac{\Delta C}{V_{Sset}} = \frac{\Delta C}{(6 \cdot S)}. \quad (5.56)$$

Для двохінтервальної моделі плавного змінення прискорення запишемо

$$a_X(p) = \begin{cases} a_p \cdot \sin^2(\omega \cdot \tau(p)), & p \in P_1; \\ -a_p \cdot \sin^2(\omega \cdot \tau(p)), & p \in P_2. \end{cases} \quad (5.57)$$

Змінення положення поперечної осі починається в момент часу, що відповідає значенню параметра p_0 , і закінчується в момент часу, відповідного p_{acc} після досягнення змінення положення осі X на величину ΔX . На кожному інтервалі параметр із його початку визначається як

$$\tau(p) = (p - p_{i-1}), \quad p \in P_i. \quad (5.58)$$

Функція змінення положення визначається за S -подібним профілем подачі (рис. 5.16), який складається з двох інтервалів:

– P_1 відповідає досягненню максимальної швидкості руху по осі $V_X(p)$. На цьому інтервалі змінення прискорення від $a_X(p_0) = 0$ до $a_X(p_1) = 0$ і досягає максимального значення в середині інтервалу $a_X(p_{1/2}) = a_{XP}$. Значення варіації параметра $\tau(p_1) = \Delta p_1$;

– P_2 відповідає зменшенню швидкості руху від максимального значення $V_X(p)$ до повної зупинки $V_X(p_2) = 0$. На цьому інтервалі відбувається змінення прискорення від $a_X(p_1) = 0$ до $a_X(p_{acc}) = 0$ і досягає свого максимальне значення в середині інтервалу $a_X(p_{2/2}) = -a_{XP}$. Значення варіації параметра $\tau(p_{acc}) = \Delta p_2 = \Delta p_1$.

Відповідно до симетрії змінення прискорення в запропонованій моделі

$$p_{acc} = \Delta p_{acc} = \Delta p_1 + \Delta p_2 = 2 \cdot \Delta p_1, \quad \Delta p_1 = 0,5 \cdot \Delta p_{acc}. \quad (5.59)$$

У результаті інтегрування буде отримано функцію змінення швидкості та положення поперечної осі

$$V_X(p) = \int_{p_0}^{p_{acc}} a(p) dp, \quad X(p) = \int_{p_0}^{p_{acc}} V_X(p) dp. \quad (5.60)$$

Додатково варто дотримуватися таких граничних умов для досягнення плавності руху під час прискорення: $V_X(p_0) = V_X(p_{acc}) = 0$; $X(p_0) = X_0$; $X(p_{acc}) = X_0 + \Delta X$. Значення пройденого шляху ΔX для ділянки наближення поперечної осі вказано в кодї машини. Закон змінення прискорення базується на функції \sin^2 з періодом, який визначається кутовою частотою $\omega(s-1)$. Значення ω розраховується з умови $\sin^2(\omega \cdot \Delta p_1) = 0$: $\omega = \frac{\pi}{\Delta p_1}$.

Відповідно до запропонованої моделі запишемо рівняння для визначення швидкості

$$V_X(p) = \begin{cases} a_p \cdot FV(\tau(p)), & p \in P_1, \\ V_X(\tau(p_1)) - a_p \cdot FV(\tau(p)), & p \in P_2, \end{cases} \quad (5.61)$$

де $FV(p) = 0,5 \cdot \tau(p) - \frac{\sin(2 \cdot \omega \cdot \tau(p))}{4 \cdot \omega}$.

Положення осі поздовжнього переміщення визначається як

$$X(p) = X_0 + \Delta X(p). \quad (5.62)$$

Рівняння для визначення відстані, пройденої під час прискорення:

$$\Delta X(p) = \begin{cases} a_p \cdot FX(\tau(p)) + X_0, & p \in P_1, \\ V_X(p_1) \cdot \tau(p) - a_p \cdot FX(\tau(p)) + X(p_1), & p \in P_2, \end{cases} \quad (5.63)$$

де $FX(p) = 0,25 \cdot \tau(p)^2 - \left(\frac{\sin(\omega \cdot \tau(p))}{2 \cdot \omega}\right)^2$.

Відповідно до запропонованої моделі максимальна амплітуда прискорення буде досягнута в середині інтервалів P_1, P_2 . Неважко переконатися, що згідно з (5.57):

$$a_X(0,5 \cdot \Delta p_1) = a_p, \quad a_X(0,5 \cdot \Delta p_2) = -a_p.$$

З рівняння (5.61) визначається швидкість, досягнута в кінці першого інтервалу:

$$V_X(p_1) = 0,5 \cdot a_p \cdot \Delta p_1. \quad (5.64)$$

З рівняння (5.63) з урахуванням (5.59) визначаємо відстань, на яку переміститься вісь бокового переміщення в кінці інтервалу P_2 після досягнення значення параметра p_{acc} :

$$X(p_{acc}) = X_0 + 0,5 \cdot a_p \cdot (\Delta p_1)^2. \quad (5.65)$$

З рівняння (5.65) з урахуванням (5.56) отримаємо вираз для визначення величини a_p , необхідної для переміщення на ΔX за змінення параметра p від p_0 до p_{acc}

$$a_p = 288 \cdot \Delta X \cdot \frac{s^2}{\Delta c^2}. \quad (5.66)$$

Відповідно до запропонованої математичної моделі розрахунок параметрів переміщення осі поперечного переміщення під час нарізання різьби в зоні підходу до діаметра оброблення виконується в такому порядку:

- визначення інтервалів змінення параметрів p , p_{acc} за формулою (5.56) і Δp_1 за рівнянням (5.59);
- обчислення необхідного прискорення a_p за рівнянням (5.66);
- у процесі нарізання різьби, залежно від положення шпинделя ΔC_{pos} , параметр p розраховується за формулою (5.55) та параметри руху і позиціонування за моделлю (5.61), (5.63).

Розрахунки, необхідні для ініціалізації параметрів руху поперечної осі відповідно до запропонованої математичної моделі, є доволі простими і можуть бути виконані як у системі ЧПК, так і при використанні апаратних обчислень в сервоприводі. Модель забезпечує можливість керування рухом у зоні наближення до розміру оброблення на обмеженому наборі вихідних даних. Він складається з таких значень: відхилення положення осі поперечного переміщення ΔX , відхилення положення шпинделя ΔC і значення заданої частоти обертання шпинделя S . Через похибки в налаштуваннях привода фактична швидкість шпинделя може відрізнятись від зазначеної. Крім того, під час оброблення можна регулювати швидкість шпинделя (рис. 5.15). Однак рівняння (5.63) є функцією параметра p і з урахуванням (5.55) залежить лише від змінення фактичного положення шпинделя (C_{pos}).

Таким чином, запропонована модель руху вздовж поперечної осі забезпечує відстеження фактичного положення шпинделя незалежно від фактичної швидкості його обертання. Отримана модель не чутлива до відхилень у значенні швидкості обертання шпинделя.

5.3.3 Експериментальні дослідження руху поперечної осі

Експериментальні дослідження переміщення вздовж поперечної осі при наближенні до розміру оброблення проводили на обладнанні з дворівневою системою ЧПК. Досліджено переміщення поперечної осі верстата з серводвигуном змінного струму Estun EMG-10APA22. Реєстрацію та обробку експериментальних даних здійснювали за допомогою програмно-технічного комплексу на базі ЧПК [80, 193]. Рух інструменту досліджували в процесі оброблення лівого черв'ячного гвинта (рис. 5.14, *a*). У наведеному експерименті досліджували поведінку похибки сервопривода $\delta(t)$ під час переміщення вздовж осі поперечного переміщення X у зоні подачі інструменту до розміру оброблення. Експериментально перевірено чутливість запропонованої моделі до змінення швидкості обертання шпинделя.

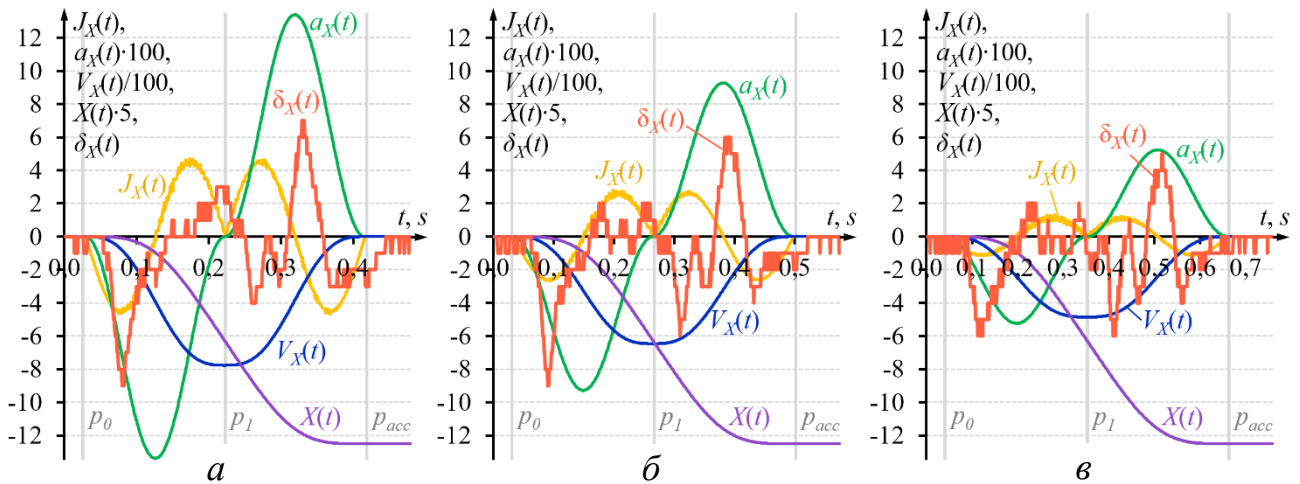


Рисунок 5.17 – Похибка сервопривода поперечної осі $\delta(t)$:

$a - \%S = 100, b - \%S = 80, v - \%S = 60$

Проведено порівняння сервопохибки $\delta(t)$, отриманої під час оброблення гвинтової поверхні за різних швидкостей шпинделя. Змінення частоти обертання шпинделя здійснювалася за допомогою корекції швидкості шпинделя (рис. 5.15).

На рисунку 5.17 наведено діаграми диференціальних характеристик і похибки руху $\delta(t)$ для трьох режимів обертання шпинделя. Усі режими характеризуються виникненням похибки спостережньої осі $\delta(t)$ на початку руху. Ця похибка сервопривода генерується за межами деталі та змінюється в межах ± 8 мкм. Після наближення інструменту до розміру оброблення, після наближення до точки 3 (рис. 5.14, a), що відповідає досягненню значення параметра p_{acc} , вона зменшується до величини порядку $0 \dots -1$ мкм і залишається такою протягом усього часу оброблення звичайної ділянки різьби.

Це дозволяє встановити точку початку різьблення (рис. 5.14, a , поз. 3) безпосередньо на деталі та полегшує виконання технологічних операцій оброблення деталей з обмеженою довжиною ділянки підходу.

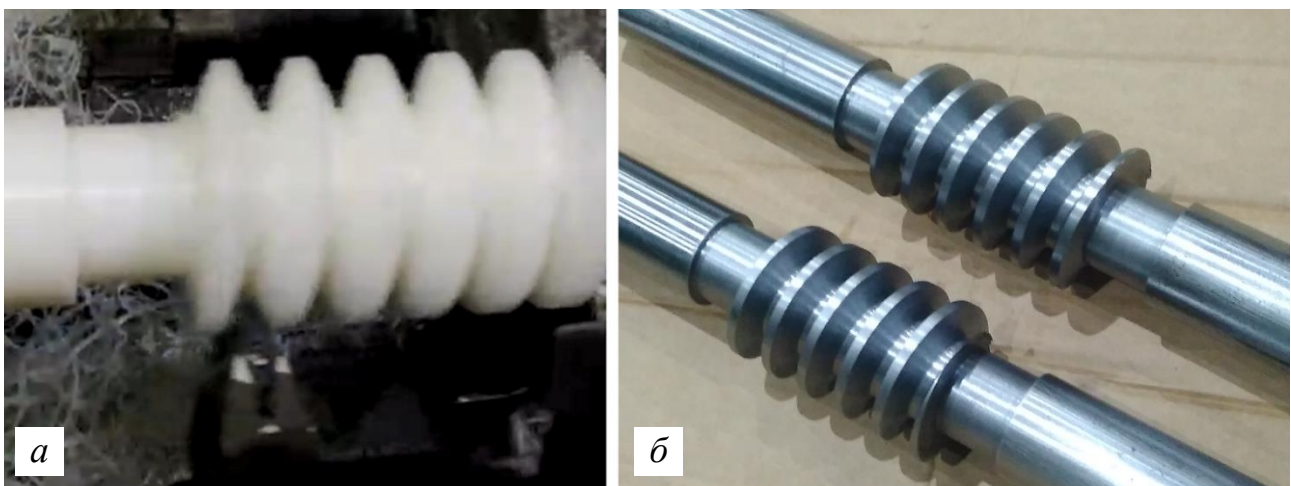


Рисунок 5.18 – Приклад виготовлення лівого черв'ячного гвинта:

a – налагодження процесу; b – приклад виготовлених деталей

Перевірку чутливості моделі до зміни фактичної швидкості шпинделя проводили за допомогою «Корекції швидкості шпинделя» та без змінення «Коду машини» (рис. 5.15). При дослідженому зміненні частоти обертання шпинделя модель забезпечувала автоматичне змінення необхідних значень диференціальних характеристик і точне досягнення заданого положення синхронно з положенням шпинделя.

За результатами досліджень у виробничий процес впроваджено запропоновану математичну модель *S*-подібного профілю швидкості подачі з плавним прискоренням для синхронізації рухів різьби. На рисунку 5.18, *а* показано процес розробки технології виготовлення лівого черв'ячного гвинта, а на рисунку 5.18, *б* приклад виготовлення деталей.

6 МЕТОДИ, МОДЕЛІ ТА АЛГОРИТМИ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ТРАЄКТОРІЙ ОБРОБЛЕННЯ У ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМАХ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ

6.1 Дослідження алгоритмів керування сполученими осями верстатів

Основним напрямком розвитку сучасного машинобудування є автоматизація процесів виготовлення великогабаритної оснастки та оброблення складних просторових деталей і вузлів [88, 134]. Основою технологічних систем, що реалізують такі процеси, є великогабаритне обладнання зі складною кінематичною структурою [84]. Таке обладнання містить зазвичай органи, що приводяться в рух кількома сервоприводами. Це означає необхідність застосування алгоритмів керування для сполучених осей.

Існують різні завдання, які вимагають застосування багатомоторних систем. Кожна така задача має свої особливості і розв'язується за допомогою певних схем і алгоритмів зв'язаного керування.

Одним з таких завдань є компенсація люфту. Вона може бути вирішена за допомогою спеціальних алгоритмів для однодвигунових [56] або багатодвигунових схем керування. Наприклад, для підвищення точності позиціонування розглядається використання головного-підпорядкованого керування подвійною шестернею та рейкою з урахуванням крутного моменту обох двигунів [60]. Подібна задача підвищення точності зубчатої рейки поворотного столу вертикального токарного верстата з використанням подвійної системи привода серводвигуна розглядається в [86]. Використання двомоторних тандемних схем для компенсації люфту в рейкових передачах великогабаритних верстатів розглянуто в [48].

Верстати порталного типу сьогодні широко застосовуються [81]. Для такої схеми важливо не тільки забезпечити точність, але і синхронізувати двигуни (щоб мінімізувати взаємну похибку). Підвищення точності синхронізації шляхом використання контролера з перехресним зв'язком розглядається в [83]. Подібна задача синхронізації розв'язана для протягувального верстата з перехресним керуванням прямого зв'язку в [48].

Перспективним є використання лінійних приводів у машинах з двоприводними порталними системами. У роботі [65] запропоновано керування промисловим подвійним лінійним приводом з рухомим порталним ступенем на основі фізичної динамічної моделі машини. Завдання забезпечення динамічних характеристик і точності лінійної двоприводної порталної системи з малою конструктивною жорсткістю розглянуто в [98]. Керування перехресним зв'язком може бути організоване за допомогою спеціального алгоритму програмного забезпечення ЧПК [60, 86, 98] або окремого пристрою [48, 83, 162].

Зі збільшенням розмірів і підвищенням вимог до точності виникає необхідність комбінування різних рішень за допомогою сполучених схем, що значно збільшує кількість взаємодіючих елементів. Розробка таких схем неможлива без математичного моделювання [60] та експериментальних досліджень [86, 80, 81]. Такі дослідження зазвичай проводяться з використанням спеціалізованих стендів. Проте збільшення габаритів обладнання створює певні труднощі під час проведення експериментальних досліджень і налагодженні. У зв'язку з цим система керування таким обладнанням повинна мати додатковий функціонал, що забезпечує можливість дослідження та налагодження процесів безпосередньо на обладнанні [80, 193]. Складність структури та кількості взаємодіючих елементів досліджуваного обладнання передбачає також необхідність реєстрації параметрів, кількість яких може перевищувати кілька сотень. Однак такої можливості не надають світові лідери виробництва систем ЧПК.

Метою цієї роботи є розроблення апаратно-програмного комплексу, що дозволяє поєднувати схеми керування складними технологічними системами та реєструвати необхідну кількість параметрів для дослідження процесів керування. Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі завдання:

- забезпечити можливість реалізації різних сполучених схем та їхніх комбінацій та перевірити комплекс шляхом дослідження функціонування різних зв'язаних схем;
- забезпечити реєстрацію та аналіз великої кількості параметрів керування складними технологічними системами.

6.1.1 Алгоритми керування сполученими осями

Керування сполученими осями передбачає взаємодію як мінімум двох сервоприводів. На рисунку 6.1 показано різні варіанти схем взаємодії. Найпростішою схемою для реалізації є «тандемне керування» (рис. 6.1, *а*) із загальною командою опорного руху та незалежним зворотним зв'язком. Така схема використовується зазвичай для синхронного керування віссю порталу. Актуальний для різного обладнання, де не потрібна висока точність синхронізації [83]. Для такої схеми похибка синхронізації Δ_{Σ} визначається сумою похибок сервоприводів:

$$\Delta_{\Sigma} = \Delta_1 + \Delta_2.$$

На рисунку 6.1, *б* показано схему керування «Master-Slave», у якій команда опорного руху для веденого сервопривода формується із зворотного зв'язку головного сервопривода. Така схема зазвичай використовується для організації взаємодії приводів з істотно різною динамікою. Прикладом реалізації цієї схеми є синхронізація руху інструменту з положенням шпинделя, що обертається.

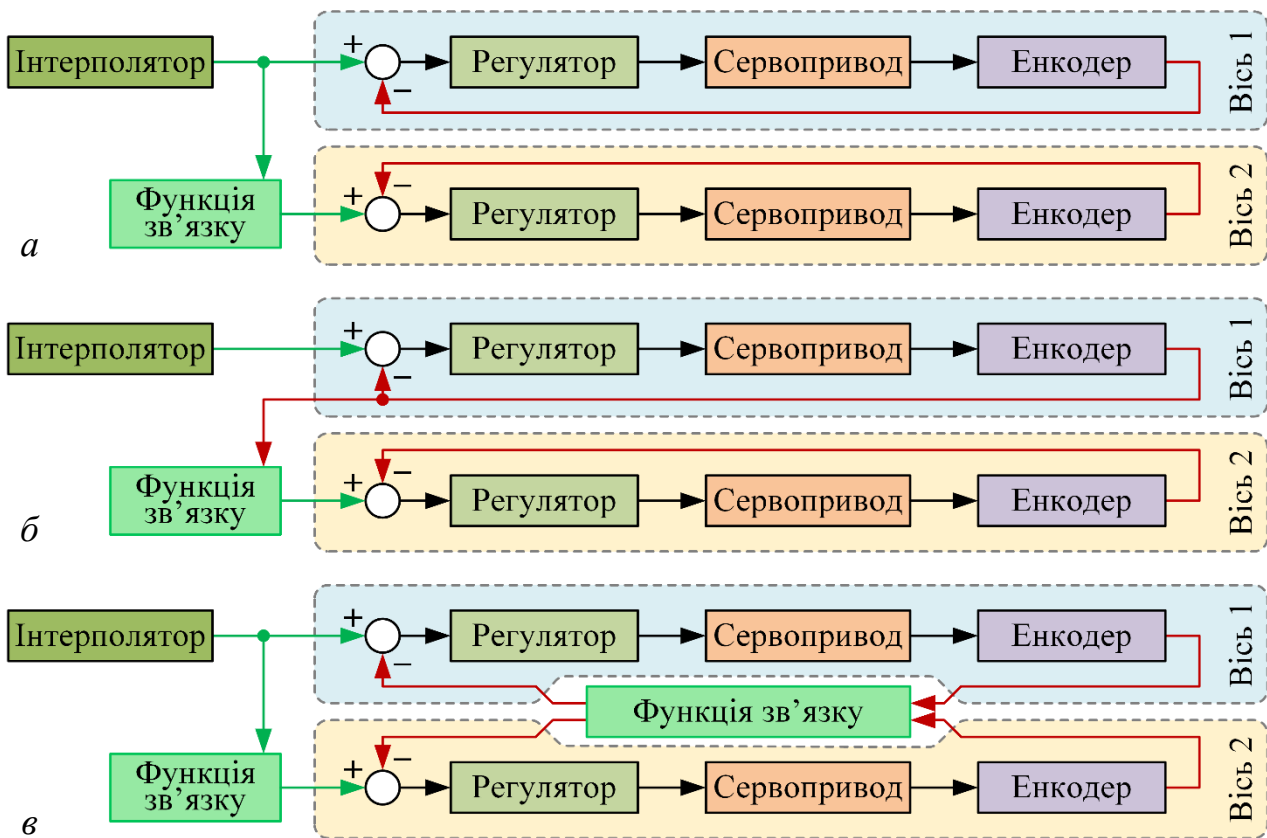


Рисунок 6.1 – Різні схеми керування сполученими осями:
a – «тандемне керування»; *б* – «керування «Master-Slave»»;
в – схема з перехресним керуванням

Однак така організація може призвести до утворення тактової затримки в синхронізації руху веденого привода. При цьому похибка синхронізації Δ_{Σ} визначається похибкою веденої осі та величиною затримки. На рисунку 6.1, *в* показана схема з перехресно зв'язаною функцією керування. Ця схема забезпечує корекцію зворотного зв'язку з урахуванням взаємного впливу похибок сервоприводів.

$$\Delta_{\Sigma} < \Delta_1 + \Delta_2.$$

Крім того, схеми керування можуть передбачати використання кількох різних типів сигналів керування, зворотного зв'язку та різноманітних їхніх комбінацій. Наприклад, в осьовому контурі керування можуть використовуватися датчики акселерометра [16] і динамометри [10], які інтегровані в конструкцію обладнання для врахування силових факторів і вібрацій, що виникають під час оброблення. У технологічній системі можна керувати не тільки процесом механічних переміщень, а й іншими процесами. Таким чином, система ЧПК повинна мати можливість визначати структурні елементи з різними типами опорних команд руху та зворотного зв'язку.

Керування сполученими осями може бути реалізовано за допомогою додаткових спеціалізованих пристроїв [162] або спеціалізованих багатоосьових

сервоприводів [67]. У деяких випадках може знадобитися не тільки взаємодія двох сервоприводів, але і організація більш складних схем. Наприклад, для розв'язання задачі синхронізації руху осі з положенням обертового шпинделя за допомогою тандемних приводів, що забезпечують вибірку люфту в порталній системі, необхідна комбінація кількох варіантів схем зчеплення осей (рис. 6.2). У прикладі показано взаємодію осі для машини, де вісь Z керується двома двигунами з перехресним керуванням, вісь Y керується чотирма двигунами в паралельно-послідовному з'єднанні, а всіма шістьма двигунами можна керувати в режимі синхронізації зі шпинделем.

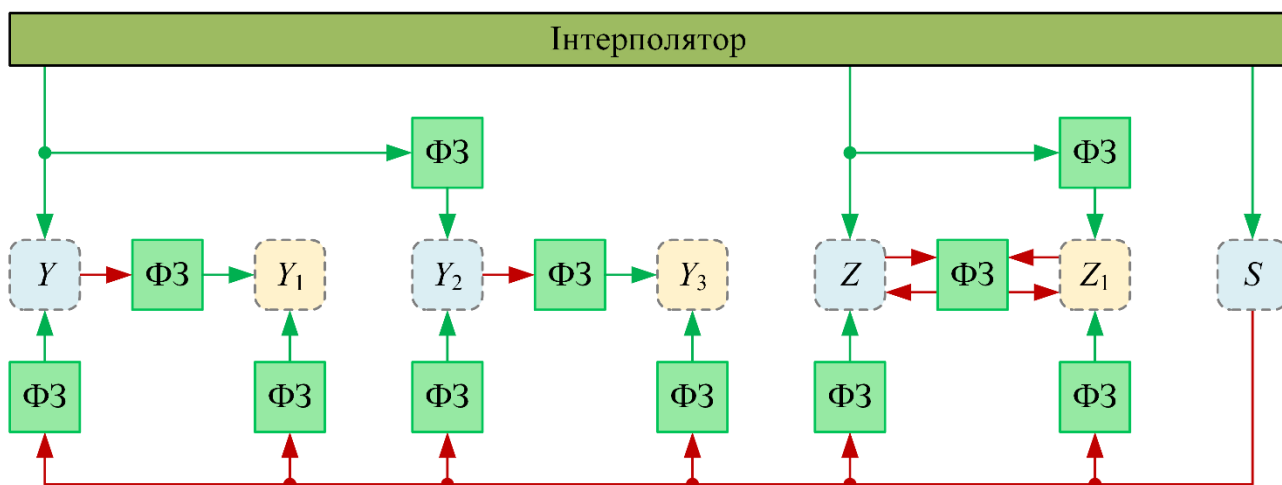


Рисунок 6.2 – Приклад комплексного керування зчепленими осями

Одним із шляхів вирішення цієї проблеми є програмна організація керування сполученими осями в ЧПК з використанням загальнопромислових сервоприводів. Система ЧПК для обладнання з комбінованим керуванням сполучених осей повинна мати гнучкість і варіативність у налаштуванні ланок. Крім того, для вирішення завдань дослідження необхідно мати можливість реєструвати велику кількість параметрів безпосередньо в процесі контролю. У цій роботі розглядається одна з можливих реалізацій такої задачі з використанням програмно-технічного комплексу на базі ЧПК [80, 193].

6.1.2 Застосування комплексу на базі ЧПК для експериментальних досліджень алгоритмів керування сполученими осями

Програмно-апаратний комплекс [80, 193] становить дворівневу систему ЧПК на базі ПК. Блок операторської панелі комплексу реалізований на ПК з операційною системою Windows і виконує завдання підготовки керуючих програм і зв'язку з оператором. Блок реального часу реалізований на ПК з ОС реального часу (рис. 6.3, а). Забезпечує виконання завдань інтерполяції, управління рухом, управління автоматикою, зв'язку з пультом оператора та іншими пристроями.

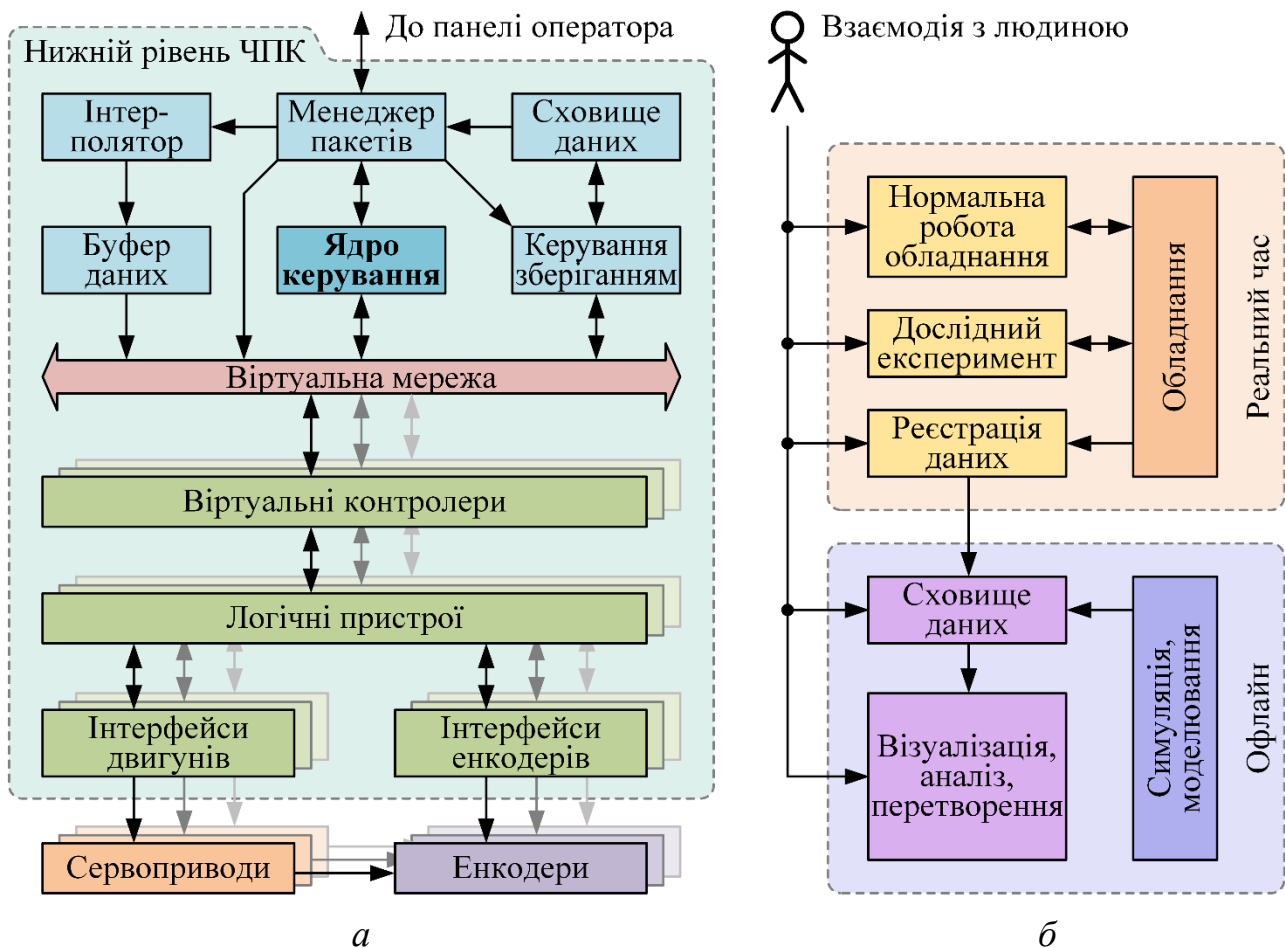


Рисунок 6.3 – Програмно-апаратний комплекс на базі ЧПК: *a* – блокова структура реального часу; *б* – застосування у дослідженні

На програмному рівні ці завдання реалізуються за допомогою відповідних модулів. Управління осями здійснюється через «Логічні пристрої», які входять до складу модулів «Віртуальні контролери». Кілька таких контролерів можуть бути розміщені як на одному обчислювальному пристрої, так і розподілені між кількома пристроями. У першому випадку обмін даними між віртуальними контролерами здійснюється через віртуальну мережу, а в другому – через реальну мережу.

Подані в цій роботі експериментальні дослідження проводилися із застосуванням конфігурації одного обчислювального пристрою блока реального часу.

Модуль «Зберігання даних» програмного забезпечення комплексу забезпечує реєстрацію параметрів під час дослідження. Для кожної осі можна зберегти кілька сотень параметрів. Порядок отримання експериментальних даних та їхньої обробки наведено на рисунку 6.3, *б*. Реєстрація даних здійснюється в режимі реального часу паралельно з процесом контролю обладнання. Візуалізація та обробка результатів здійснюється в автономному режимі.

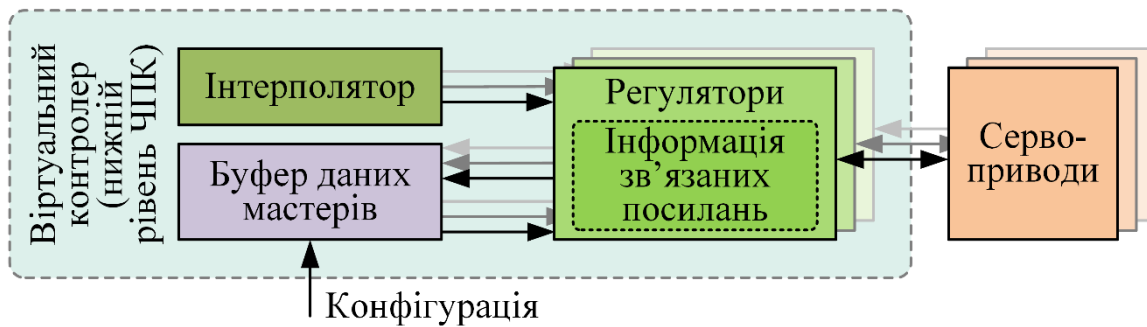


Рисунок 6.4 – Організація взаємодії осей для керування зчепленими осями

Для реалізації керування сполученими осями в розглянутому комплексі на базі ЧПК запропоновано таку схему взаємодії осей (рис. 6.4). Осі, дані яких мають використовуватися для керування іншими осями, позначаються як головні осі, а осі, які використовують ці дані, позначаються як сполучені осі.

Кожна головна вісь переносить необхідні дані в спеціальну область пам'яті – «Буфер даних мастерів». Модуль «Регулятор» сполученої осі отримує дані з цього буфера в регістри «Інформація зв'язаних посилянь». Модуль «Регулятор» обробляє отримані дані відповідно до заданої конфігурації. Алгоритми обробки даних представлені програмно реалізованими функціями сполучення. Така організація дозволяє реалізовувати різні схеми зв'язку, зокрема перехресно-зв'язане керування (рис. 6.1, в) та їхні комбінації (рис. 6.2). Відсутність прямого обміну даними між контролерами взаємодіючих осей забезпечує уніфікацію опису взаємодій і можливість розміщення контролерів на окремих обчислювальних пристроях.

Реалізація запропонованого способу взаємодії осей забезпечує можливість організації різноманітних схем зчеплення та їхніх комбінацій. Реалізація запропонованого методу взаємодії в розглянутому програмно-апаратного комплексі дозволяє забезпечити реєстрацію та аналіз великої кількості параметрів керування складними технологічними системами.

6.1.3 Експериментальні дослідження перехресного керування

Експериментальне дослідження зв'язаного керування проведено на прикладі керування двомоторною порталною схемою з перехресним керуванням (рис. 6.1, в). Досліджено можливість підвищення точності позиціонування та синхронізації під час керування сервоприводами з різними параметрами точності. Початкове налаштування сервоприводів забезпечувало рух із різними похибками сервопривода позиціонування. За швидкості подачі 5,8 м/хв привід Z рухався із середньою похибкою 98,6 мкм, а привід Z_1 рухався з похибкою 3,2 мкм. Керування здійснювалося за пропорційним законом з прямим керуванням за швидкістю.

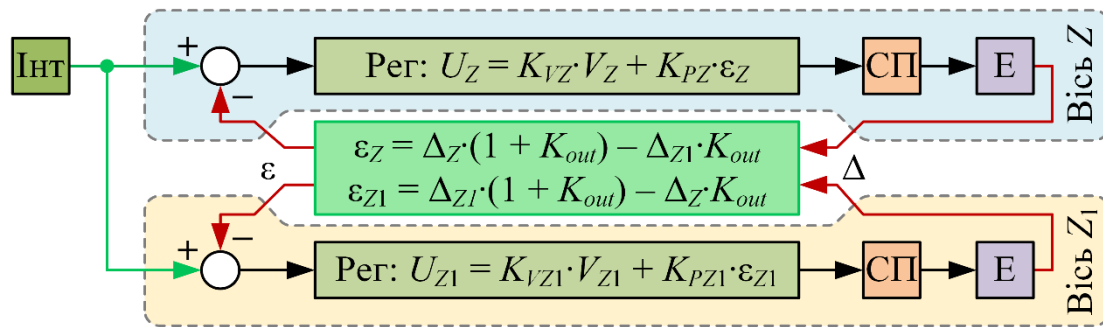


Рисунок 6.5 – Модель із мультиплікативною функцією перехресного зв'язку

Досліджували точність позиціонування під час керування сполученими осями за допомогою мультиплікативної функції перехресного зв'язку (далі – МФПЗ) з різними значеннями K_{out} (рис. 6.5). У разі застосування коефіцієнта перехресного зв'язку $K_{out} = 0$ схема еквівалентна схемі «тандемного керування» (рис. 6.1, а) із загальною командою опорного руху та незалежним зворотним зв'язком (рис. 6.6). Водночас похибки осей Z і Z_1 відповідають початковій установці. Середня похибка синхронізації становила $\Delta_{\Sigma} = 95,4$ мкм. Коли K_{out} збільшується від 0 до 2,5, синхронізація покращується, і Δ_{Σ} зменшується до 15,9 мкм. Точність позиціонування осі Z підвищується, а ΔZ зменшується до 57,5 мкм. Точність позиціонування осі Z_1 знижується, а ΔZ_1 збільшується до 41,5 мкм. Амплітуда коливань змінюється незначно і становить 6 мкм для осі Z і 11 мкм для осі Z_1 , а амплітуда похибки синхронізації не перевищує 16 мкм. За подальшого збільшення коефіцієнта K_{out} поліпшення синхронізації не відбувається, але збільшується амплітуда коливань. За $K_{out} = 3$ виникають негамівні коливання. Вираз для розрахунку скоригованої похибки в досліджуваній моделі МФПЗ характеризується врахуванням впливу сполученої осі та корекцією власної похибки на коефіцієнт $(1 + K_{out})$. Це призводить до значного збільшення коефіцієнта посилення за похибкою положення. Як наслідок, для цієї моделі неможливо однозначно визначити, що є причиною змінення значення похибки: змінення загального підсилення чи вплив перехресного зв'язку. Для дослідження окремого ефекту посилення зворотного зв'язку та перехресного зв'язку була застосована модель із простою функцією перехресного зв'язку (ПФПЗ) (рис. 6.7). Поводження похибок позиціонування досліджували за різних значень коефіцієнта K_{out} у діапазоні коефіцієнта посилення похибки позиціонування K_{PZ} головного регулятора обох осей від 10 до 60. Як і очікувалося, зі збільшенням коефіцієнта K_{PZ} похибка зменшується (рис. 6.8, а). Зі збільшенням коефіцієнта перехресного зв'язку K_{out} від 0 до 0,65 покращується синхронізація осей і одночасно знижується точність обох осей (рис. 6.8, б). Для $K_{out} = 0,5$ і $K_{PZ} = 28$ змінення похибки для осі Z становить 14 мкм (44 %), а для осі Z_1 становить 23 мкм (3 700 %) (Водночас похибка синхронізації Δ_{Σ} зменшується на 11 мкм (34 %)).

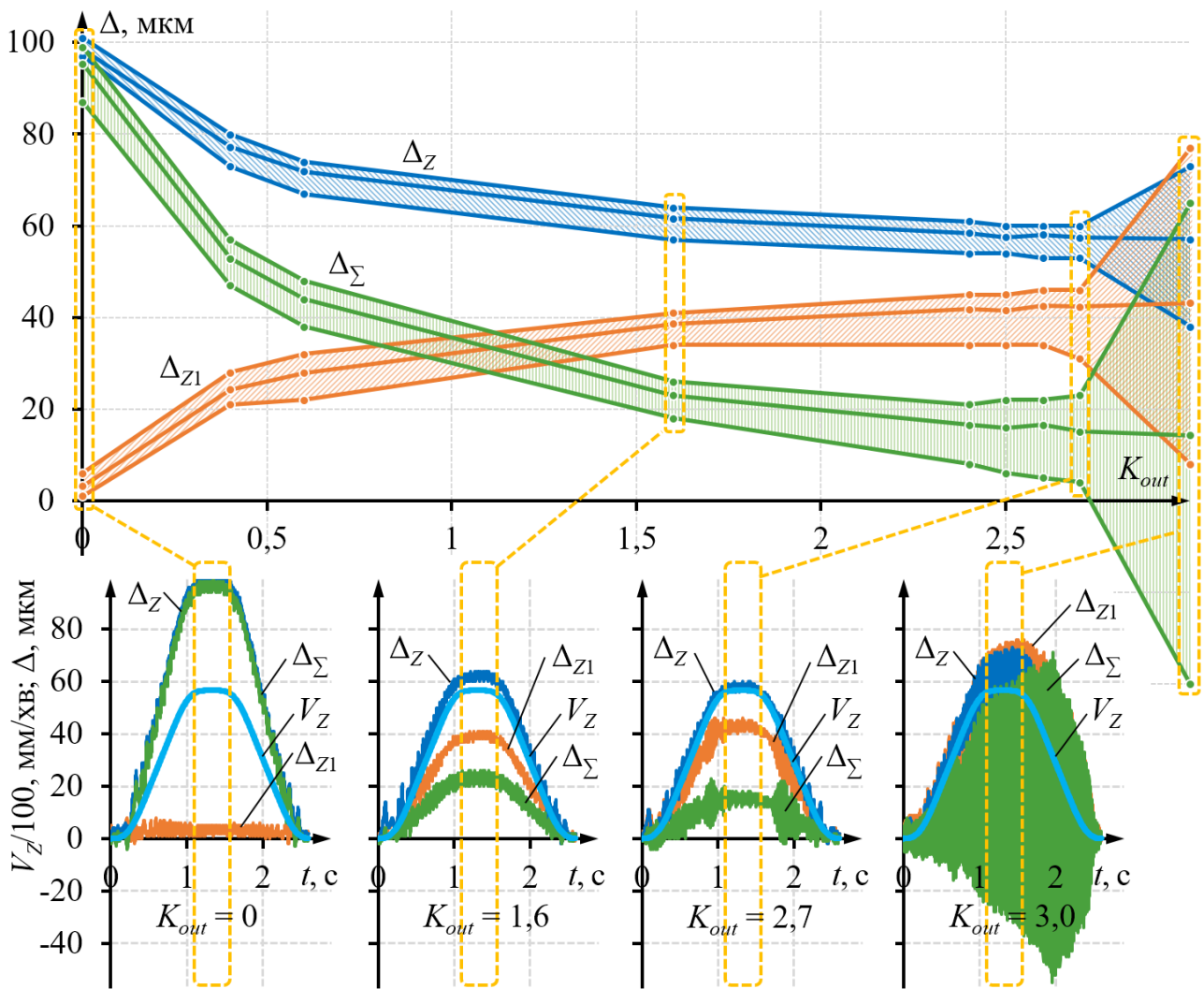


Рисунок 6.6 – Контроль точності позионування сполучених осей з використанням моделі МФПЗ

Дослідження двох моделей перехресного керування показали можливість підвищення точності синхронізації двомоторної порталної схеми з перехресним керуванням з різною точністю сервоприводів. Однак точність позионування за постійного посилення пропорційного регулятора погіршується зі збільшенням коефіцієнта перехресного зв'язку. Досліджувані функції можуть бути застосовані для завдань, де точність синхронізації важливіша за точність позионування.

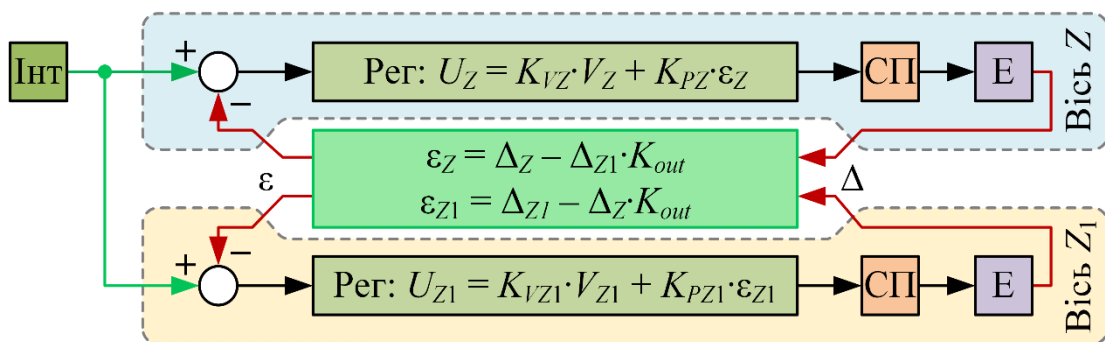


Рисунок 6.7 – Модель із простою функцією перехресного зв'язку

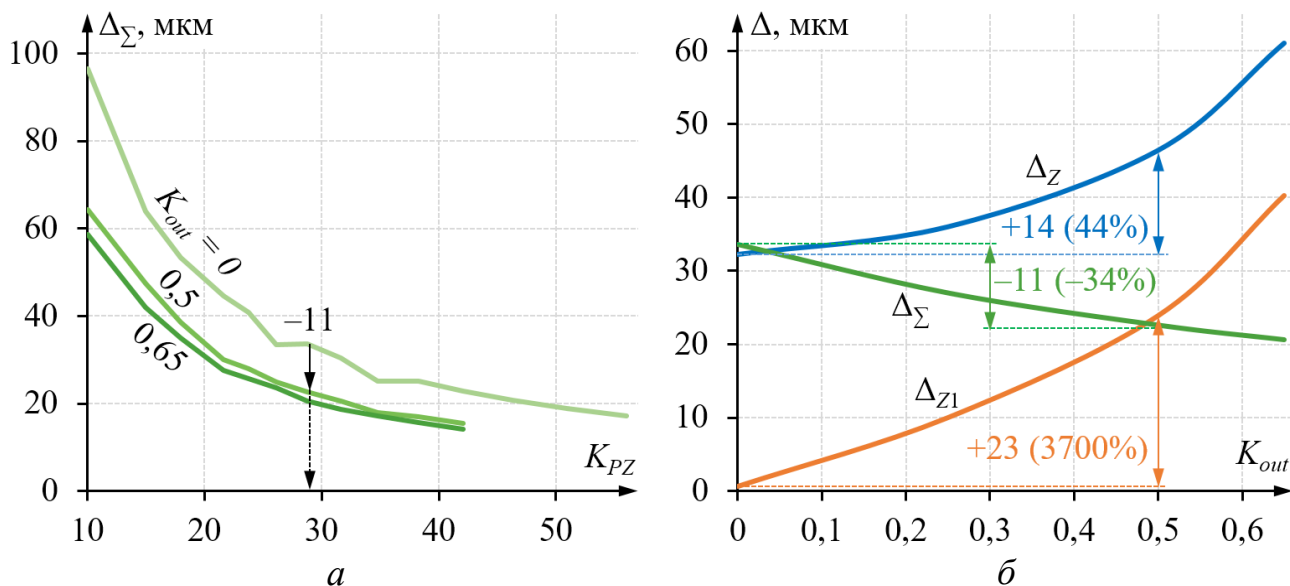


Рисунок 6.8 – Точність позиціонування керування перехресним зв'язком з використанням моделі ПФПЗ [243]: *a* – залежно від коефіцієнта K_{pz} ; *б* – залежно від коефіцієнта K_{out}

Таким чином, проведена апробація комплексу зі сполученими осями керування показала його ефективність під час проведення експериментальних досліджень функціонування різноманітних зв'язаних схем керування.

6.2 Моделювання серводвигуна за допомогою ANSYS Electromagnetics

Серводвигун – це електричний двигун, який дозволяє контролювати точне положення вала, а також швидкість та/або його прискорення. Для цього використовуються відповідні датчики та автоматичні методи контролю. Серводвигуни є допоміжними приводами, розробленими для верстатів [81, 124]. Серводвигуни можна розділити на синхронні та асинхронні [5]. Але це завжди електричний привід, який працює в умовах електронного керування положенням, швидкістю чи крутним моментом або комбінацією цих параметрів. Це висуває дуже високі вимоги до динаміки, діапазону керування та/або точності руху. Серводвигуни зазвичай використовуються в поєднанні з системами автоматизації та керування. Синхронні серводвигуни – це приводи, у яких ротор синхронно приводиться в рух обертовим полем статора за допомогою приєднаних до нього постійних магнітів. Ротор серводвигуна обертається синхронно з прикладеною частотою обертового поля. Ця версія привода живиться від перетворювача частоти, який забезпечує відповідний контрольований трифазний струм. Серводвигуни можуть бути адаптовані до високої динаміки або високих навантажень, залежно від застосування. У зв'язку з цим актуальним питанням є аналіз параметрів і характеристик серводвигуна для подальшої оптимізації в конкретних сферах використання.

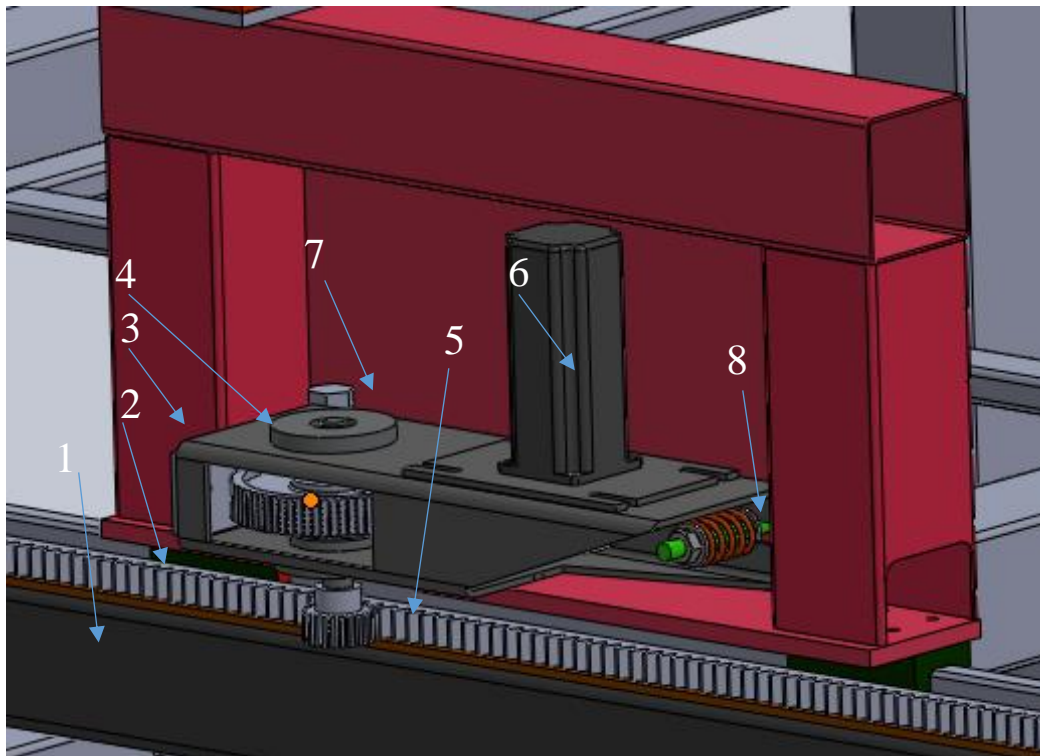


Рисунок 6.9 – Основні елементи поздовжнього привода переміщення осі верстата

Метою цієї роботи є аналіз характеристик серводвигуна, який використовується в механізмі переміщення осей портального верстата з ЧПК у приводі поздовжніх переміщень [81]. Отримані дані дозволять оптимізувати систему керування верстатом, попередньо випробувавши її на імітаційній моделі. Це дозволить уникнути також витрат як під час проведення випробувань і вибору відповідних механічних компонентів, так і під час налагодження системи керування.

Портальний верстат оснащений рейково-зубчастою передачею на осях поздовжнього переміщення X , Y (рис. 6.9). Зубчаста рейка 2 закріплена на рамі 1, а тягова шестерня 5 приводиться в рух серводвигуном 6 через зубчастий пасовий редуктор 4. Редуктор кріпиться на рухомій опорі порталу 3 за допомогою поворотної осі 7 і зазор в установленому редукторі забезпечує зменшення оборотів з передавальним числом $R = 72/22 = 3,27$. Серводвигун, який є об'єктом розрахунків, наведено на рисунку 6.10 [44].

Серводвигун змінного струму EMG-10 стандартно постачається з інкрементальним енкодером 2 500 імпульсів на оберт (PPR), працює з максимальною швидкістю 3 000 об/хв, забезпечує максимальні значення до 300 % від номінального крутного моменту та значень струму та має номінальний крутний момент 4,78 Нм за номінальної потужності 1,0 кВт. Ці закриті двигуни з власним охолодженням також забезпечують довший термін експлуатації двигуна та вищу надійність.

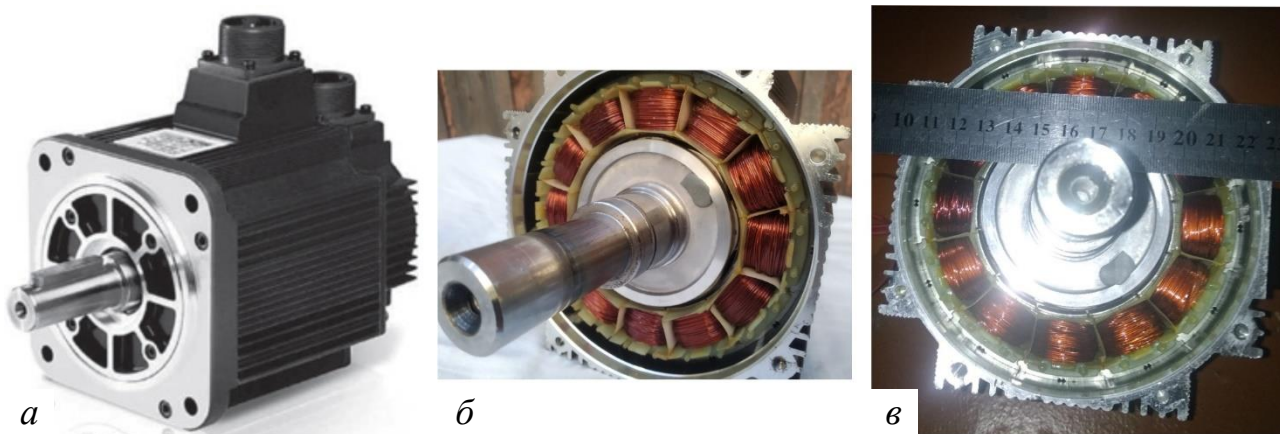


Рисунок 6.10 – Види досліджуваного серводвигуна EMG-10APA22:
a – зовнішній вигляд серводвигуна EMG-10APA22; *б* – серводвигун
зі знятим торцевим щитом (експериментальне фото); *в* – вигляд
котушок сервомотора (фото дослідного зразка)

Серводвигуни змінного струму EMG-10 дозволяють промисловим системам управління рухом із середньою інерцією досягти чудового поєднання швидкості та функцій позиціонування. Паспортні (номінальні) дані серводвигуна наведені в таблиці 6.1. На рисунку 6.11 наведено номінальні характеристики режиму роботи серводвигуна.

Габаритні креслення двигуна наведено на рисунку 6.12. На рисунку 6.12 позначення відповідають розмірам у міліметрах, наведеним у таблиці 6.2. Основні параметри, геометричні розміри та дані обмоток експериментального серводвигуна наведені в таблиці 6.3.

Таблиця 6.1 – Номінальні дані серводвигуна EMG-10APA22

Найменування	Символ	Значення
Номінальна потужність, кВт	P_n	1 000
Напруга в мережі, В	U_n	220
Фазний струм, А	I_f	6
Номінальна частота обертання, об/хв	n	2 000
Частота, Гц	f	133
Номінальний крутний момент, Нм	M_n	4,78
Кількість фаз	m	3
Обмоткове з'єднання	–	star
Опір обмотки, Ом	Z	0,8
Електрична постійна часу, мс	T_s	11.57
Момент інерції, Н с ²	J	0.004 014

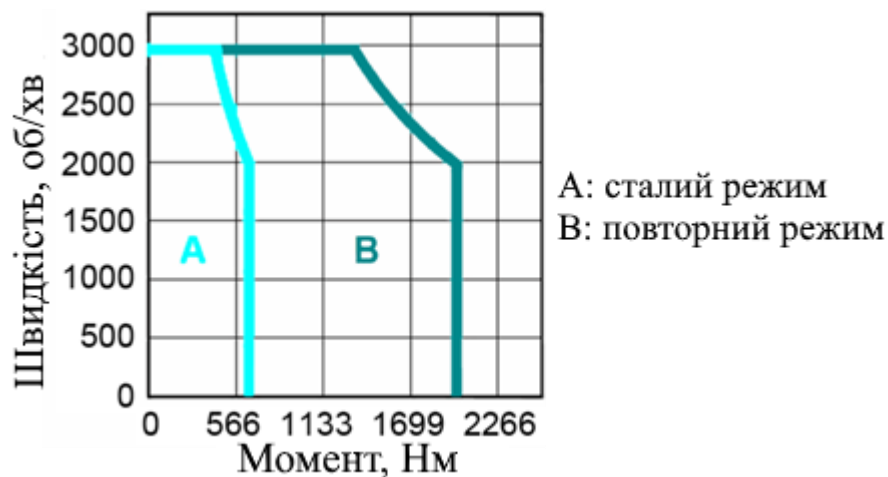


Рисунок 6.11 – Навантажувальні характеристики серводвигуна EMG-10APA22

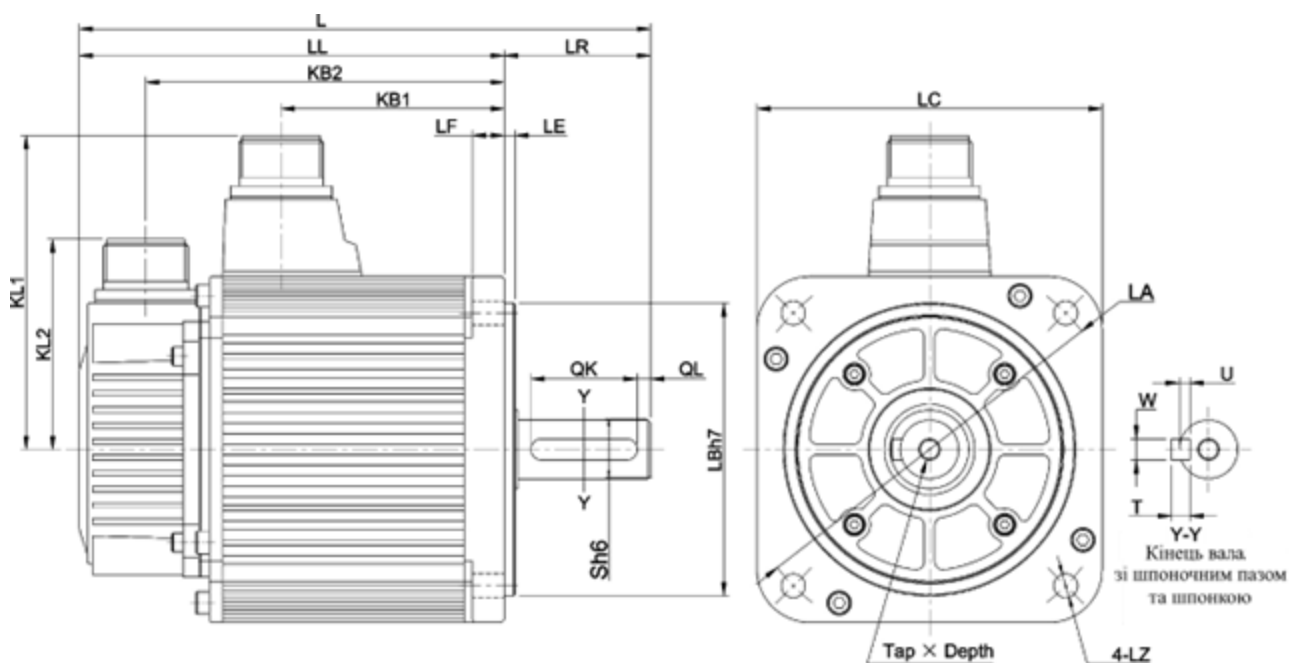


Рисунок 6.12 – Габаритні креслення серводвигуна EMG-10APA22

Таблиця 6.2 – Розміри серводвигуна EMG-10APA22

L	LL	KB1	KB2	KL1	KL2	Фланець							S	Ключ				
						LR	LE	LF	LC	LA	LB	LZ		QK	QL	W	T	U
215	160	84	135	118	79	55	4	12	130	145	110	9	22	40	5	8	7	4

Таблиця 6.3 – Вимірні розміри серводвигуна EMG-10APA22

Найменування	Символ	Значення
Довжина осердя статора і ротора, мм	L_δ	50
Зовнішній діаметр статора, мм	D_a	122
Внутрішній діаметр статора, мм	D	74
Зовнішній діаметр ротора, мм	D_r	72
Внутрішній діаметр ротора (для вала), мм	D_s	36
Кількість котушок статора	W_c	12
Кількість постійних магнітів	N_r	8
Товщина магніту, мм	h_m	7
Висота башмака полюса індуктора, мм	h_{pl}	3

6.2.1 Попередній розрахунок основних розмірів

Отриманих у результаті розбирання серводвигуна даних, а також інформації, що є на габаритних кресленнях, недостатньо для проведення перевірного розрахунку в ANSYS, де потрібен повний набір геометричних та обмотувальних даних [37, 163]. У зв'язку з цим необхідно виконати попереднє проектування машини, включаючи визначення цільових показників коефіцієнта потужності і ККД. За принципом дії серводвигун відноситься до синхронних двигунів з постійними магнітами, тому до його розрахунку буде застосовано методику проектування таких машин [78]. Розрахунок виконується не повністю, а лише до моменту, коли будуть отримані параметри, необхідні старту проектування в ANSYS. Таким чином, можна закінчити на визначенні основних геометричних розмірів та обмотувальних даних та не виконувати розрахунок магнітного ланцюга, активних та індуктивних опорів обмоток, робочих та пускових характеристик [66, 105]:

- фазна напруга $U_f = \frac{U_n}{\sqrt{3}}$;
- кількість пар полюсів $p = \frac{60 \cdot f}{n}$;
- номінальний електромагнітний момент $M_n = 9.55 \frac{P_n}{n}$;
- номінальний фазний струм $I_f = \frac{P_n}{3 \cdot U_f \cdot PF \cdot \eta}$,

де PF – коефіцієнт потужності; η – ККД;

- полюсне ділення $\tau = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p}$;

- довжина активної частини пакета ротора $L_\delta = \lambda \cdot \tau$,

де λ – відношення довжини ротора до його полюсного ділення;

- магнітний потік у повітряному проміжку $\Phi_\delta = \frac{B_\delta \cdot D \cdot L_\delta}{p}$;

– попереднє значення фазної електрорушійної сили $E_f = k_e \cdot U_f$,

де k_e – коефіцієнт форми поля;

– кількість витків на фазу $W_1 = \frac{E_f}{4,44 \cdot f \cdot \Phi_\delta}$;

– кількість витків у котушці $W_c = \frac{W_1 \cdot a}{p \cdot q}$,

де a – кількість паралельних гілок; q – кількість пазів на полюс і фазу;

– поперечний переріз проводу обмотки $q_{ef} = \frac{I_f}{J_{cu}}$,

де J_{cu} – густина струму;

– поперечний переріз елементарного провідника $q_{el} = \frac{q_{ef}}{n_{el}}$,

де n_{el} – кількість паралельних провідників;

– висота полюса $h_p = \frac{(D_a - D)}{2} - h_{p1}$;

– кількість провідників за висотою полюса $N_{ch} = \frac{h_p - h_{ins}}{d_{el} + \Delta_{ins}}$,

де h_{ins} – товщина ізоляції полюса; Δ_{ins} – двобічна товщина ізоляції обмотувального проводу.

У такому разі загальна товщина полюсного вікна складатиме:

$$N_{cw} = \left(\frac{W_c}{N_{cw}} + 1 \right) \cdot (d_{el} + \Delta_{ins}).$$

Товщина полюса

$$b_p = \frac{0,5 \cdot \pi \cdot (D_a + D)}{N_c} - N_{cw} - \Delta_c,$$

де Δ_c – повітряний проміжок між сусідніми котушками.

Результати розрахунків серводвигуна, виконані за наданими формулами, зведені у таблиці 6.4.

Отриманих даних тепер достатньо, щоб продовжити розрахунок параметрів та характеристик серводвигуна в RMxpert. У викладеному матеріалі дано лише ключові формули. Детальний розрахунок виконаний авторами у програмі мовою Python. Такий підхід попереднього визначення параметрів отримав авторську назву *Python Hot Start*.

6.2.2 Розрахунок параметрів у ANSYS RMxpert

В ANSYS RMxpert вибирається тип проєкту IPM Synchronous Motor (синхронний двигун із вбудованими постійними магнітами), який відповідає серводвигуну, що досліджується (рис. 6.13). Далі необхідно у дереві менеджера проєктів послідовно заповнити таблиці параметрів двигуна та вибрати необхідні матеріали (рис. 6.14). Розглянемо кожен із кроків введення параметрів.

Таблиця 6.4 – Параметри серводвигуна, які доповнюють паспортні дані

Найменування параметра	Значення
Фазна напруга, В	127
Кількість полюсів	8
Полюсний поділ, мм	29
Магнітна індукція у повітряному зазорі, Тл	0.75
Магнітний потік у повітряному проміжку, Вб	0.000 694
Кількість пазів на полюс та фазу	1
Кількість паралельних гілок	1
Фазна ЕРС, В	123
Кількість витків у котушці	75
Кількість елементарних провідників	2
Перетин провідника, мм ²	0.636
Діаметр провідника, мм	0.9
Двостороння товщина ізоляції провідника, мм	0.065
Висота полюса, мм	21
Товщина полюса, мм	13
Товщина ізоляції по висоті полюса, мм	5
Загальна товщина полюсного вікна, мм	6
Повітряний зазор між котушками, мм	7
Коефіцієнт потужності	0.61
Коефіцієнт корисної дії	0.72
Коефіцієнт форми поля	0.97
Співвідношення між діаметром статора та полюсним розподілом	1.7

Машина. Цей розділ (рис. 6.15) дозволяє обрати тип статора і конфігурацію ротора. Для поставленої задачі було обрано внутрішній ротор із вбудованими постійними магнітами і явнополюсний статор.

Статор. На вкладці властивостей статора вказується лише кількість полюсів (рис. 6.16).

Осердя статора. Для осердя статора вказуються попередньо розраховані геометричні розміри (рис. 6.17), коефіцієнт заповнення сталлю, матеріал сталі вибирається з бази даних програми (можна створити матеріал користувача, встановивши криву намагнічування) і обирається тип полюса (рис. 6.18).

Полюс індуктора. У цьому розділі встановлюються розміри полюса індуктора. Полюс, запропонований програмою (рис. 6.18), не відповідає реальному полюсу перевіреного серводвигуна, однак, вказавши розміри полюса, башмака та довжину дуг, можна досягти прийняттого збігу (рис. 6.19, 6.20).

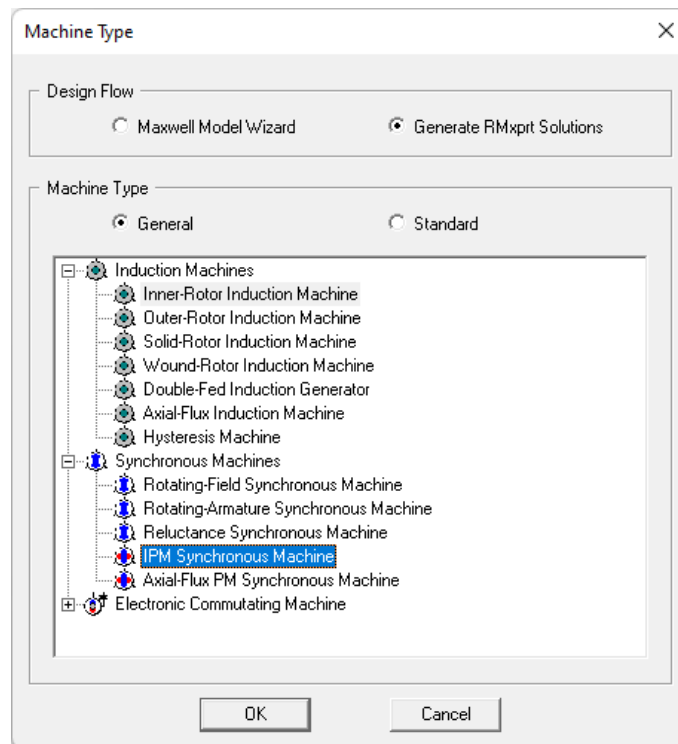


Рисунок 6.13 – ANSYS RMxprt: вибір типу проекту

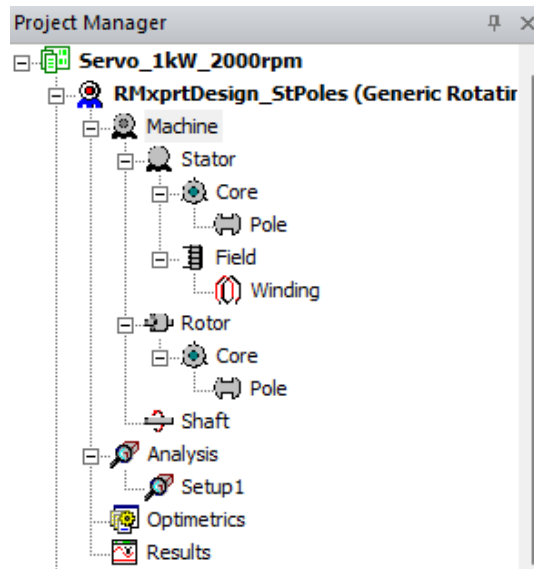


Рисунок 6.14 – ANSYS RMxprt: дерево характеристик машини

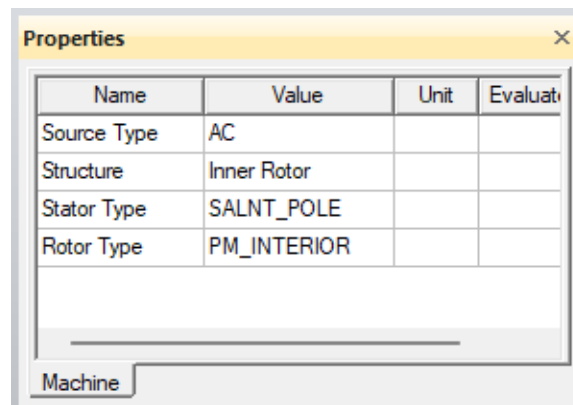


Рисунок 6.15 – ANSYS RMxprt: глобальні параметри машини

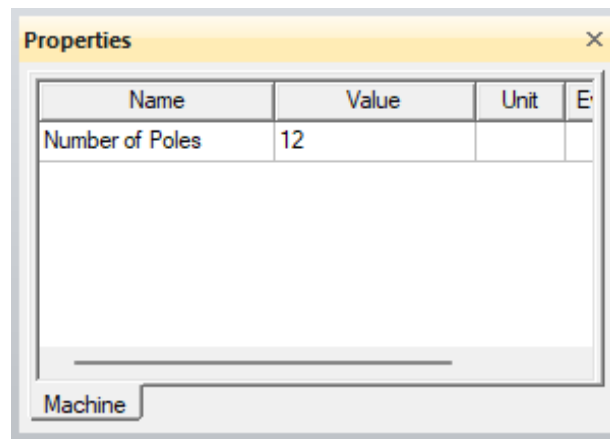


Рисунок 6.16 – ANSYS RMxprt: параметри статора

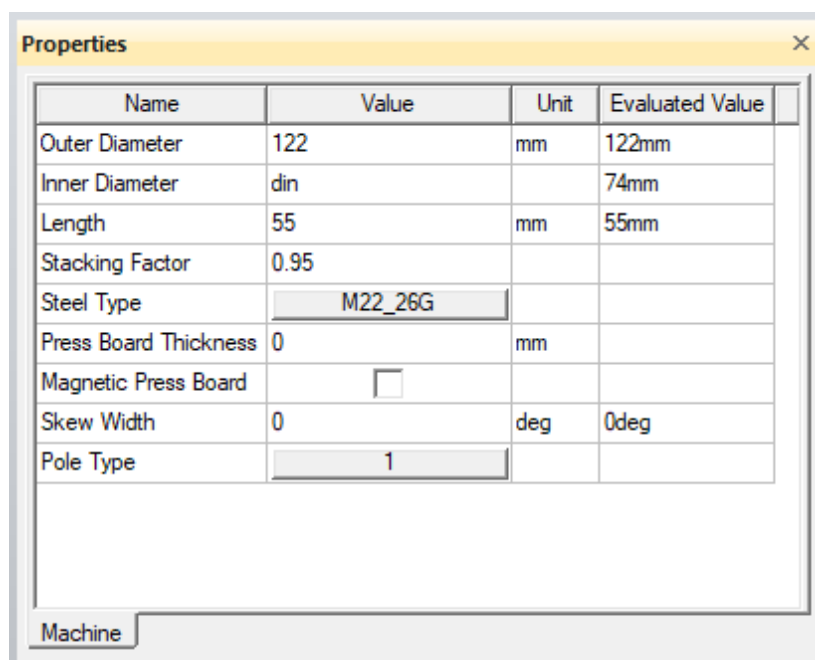


Рисунок 6.17 – ANSYS RMxprt: параметри осердя статора

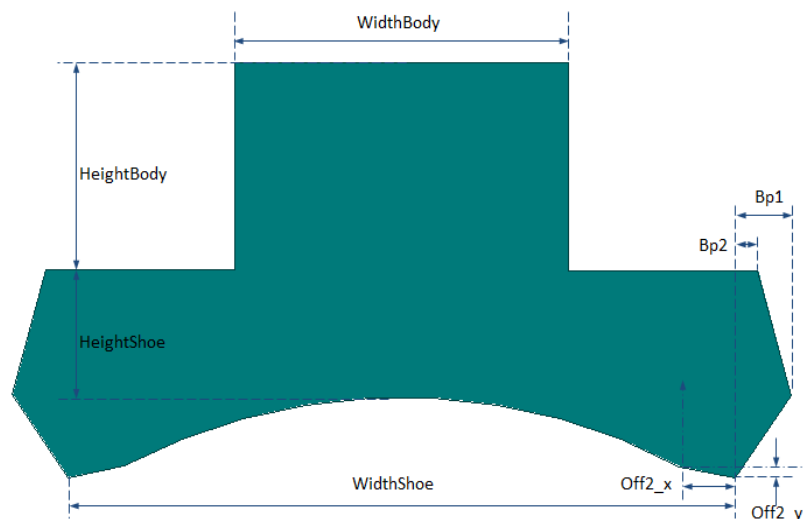


Рисунок 6.18 – ANSYS RMxprt: ескіз полюса

Name	Value	Unit	Evaluated Value
Second Air Gap	1	mm	1mm
Pole Body Width	13	mm	13mm
Pole Body Height	21	mm	21mm
Pole Shoe Width	18	mm	18mm
Pole Shoe Height	3	mm	3mm
Pole Arc Offset	0.5	mm	0.5mm
Second Pole Arc	<input type="checkbox"/>		
Stacking Factor	0.97		
Steel Type	M22_26G		
Bp1	1	mm	1mm
Bp2	0.5	mm	0.5mm

Pole

Рисунок 6.19 – ANSYS RMxprt: параметри полюса індуктора

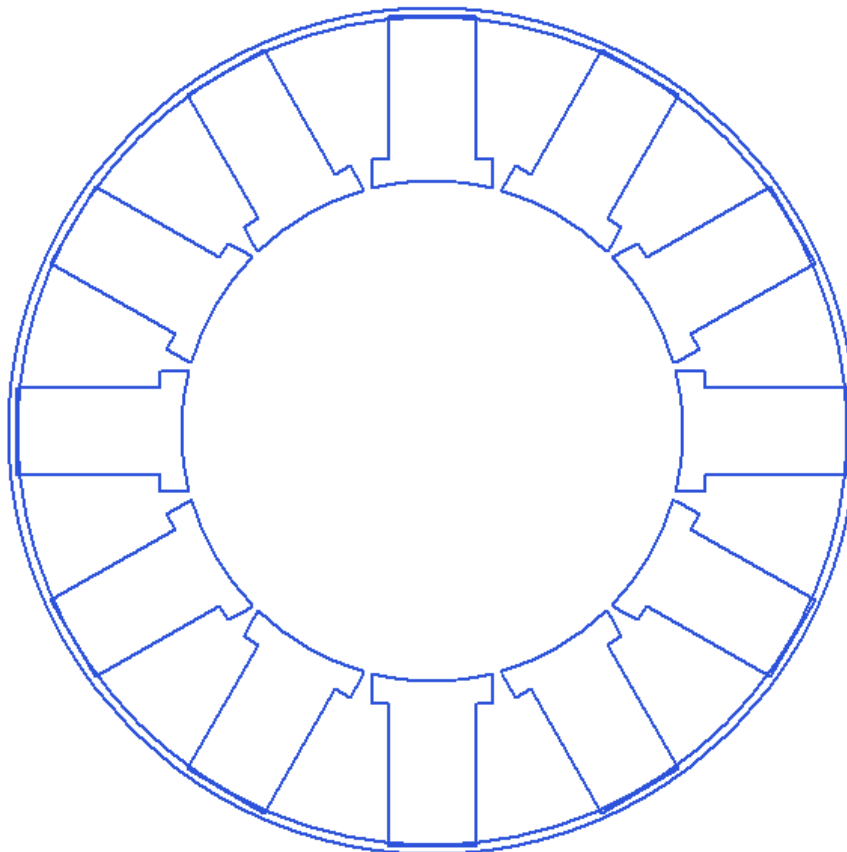


Рисунок 6.20 – ANSYS RMxprt: ескіз статора з полюсами

Система збудження. Вікно параметрів котушки (рис. 6.21) показує ізоляцію полюса, ККД джерела живлення та струм збудження.

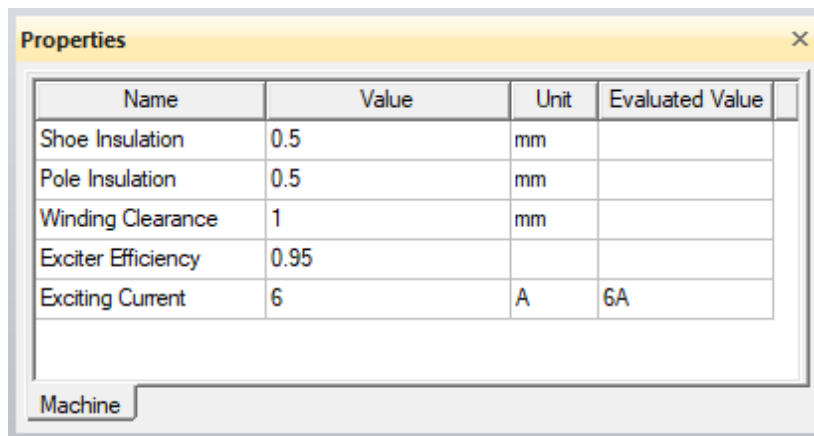


Рисунок 6.21 – ANSYS RMxprt: параметри системи збудження

Обмотка статора. Для обмотки котушки вибирається її тип (програма включає котушки з прямокутними провідниками, намотаними плоско і на ребро), кількість провідників, їхні розміри, а також матеріал обмотувального дроту (рис. 6.22).

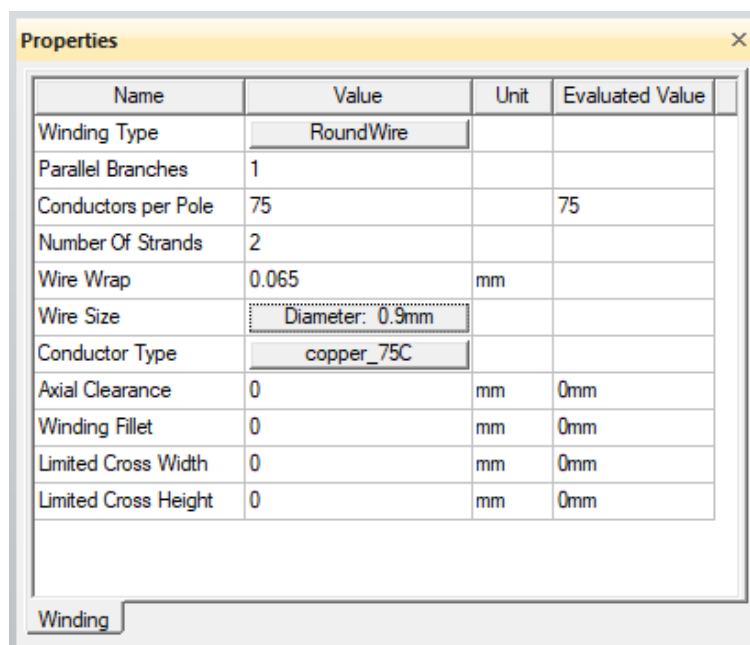


Рисунок 6.22 – ANSYS RMxprt: параметри обмотки індуктора

Ротор. Для ротора, як для статора, вказано кількість полюсів (рис. 6.23).

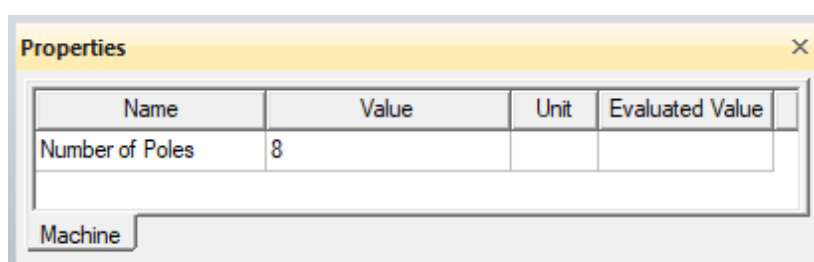


Рисунок 6.23 – ANSYS RMxprt: параметри ротора

Осердя ротора. У параметрах осердя ротора зовнішній діаметр задавали у вигляді формули (рис. 6.24), пов'язуючи його значення з повітряним зазором і внутрішнім діаметром статора. Також вказано довжину ротора, матеріал осердя та тип полюса. Серед наявних у програмі типів полюсів було обрано той, що відповідає прототипу (рис. 6.25).

Name	Value	Unit	Evaluated Value
Outer Diameter	din-2*gap		73mm
Inner Diameter	36	mm	36mm
Length	50	mm	50mm
Stacking Factor	0.95		
Steel Type	M27_26G		
Pole Type	2		

Рисунок 6.24 – ANSYS RMxprt: параметри осердя ротора

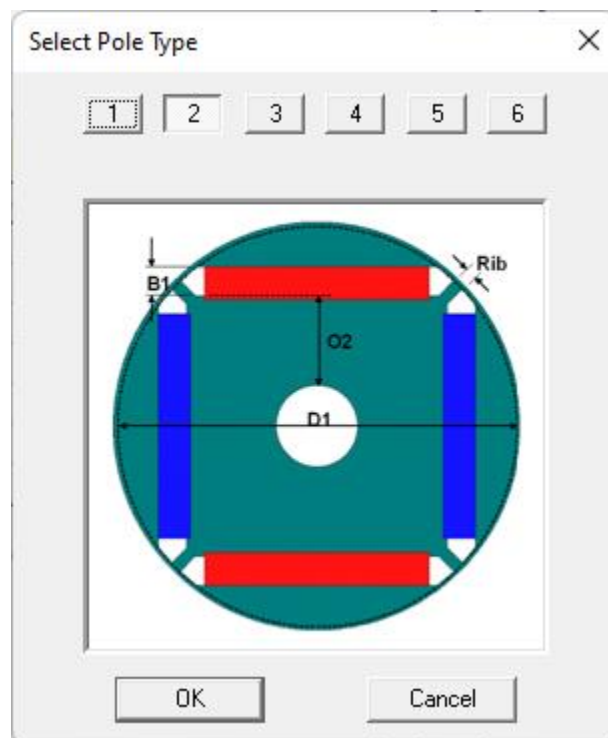


Рисунок 6.25 – ANSYS RMxprt: вибір типу постійних магнітів

Полюс осердя ротора. У цій вкладці можна встановити розміри та вибрати матеріал постійних магнітів (рис. 6.26). Після проведених операцій стає доступним повний ескіз серводвигуна (рис. 6.27).

Name	Value	Unit	Evaluated Value
D1	din-2*gap-2*bridge		71mm
O2	14	mm	14mm
B1	2.5	mm	2.5mm
Rib	1	mm	1mm
Layers	1		1
Layer Pitch	0	mm	0mm
Magnet Thickness	3	mm	3mm
Magnet Width	15	mm	15mm
Magnet Type	NdFe30		

Pole

Рисунок 6.26 – ANSYS RMxprt: розміри постійних магнітів

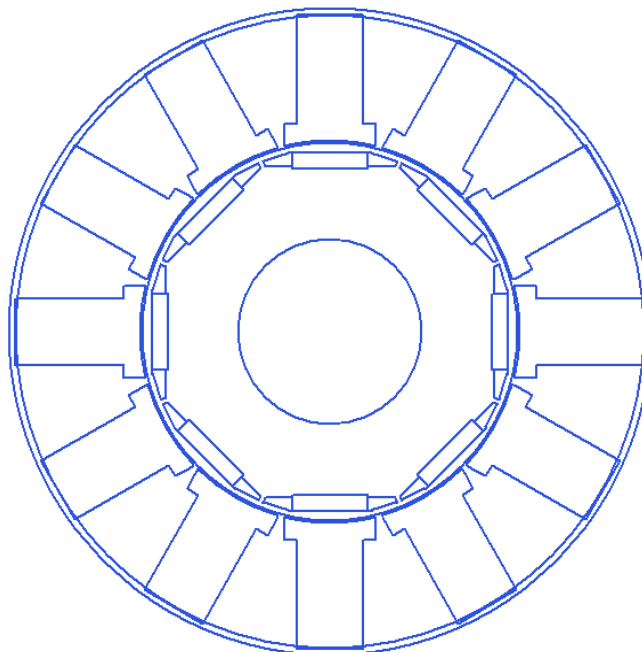


Рисунок 6.27 – ANSYS RMxprt: ескіз серводвигуна

Вал. Для вала у властивостях вибирається наявність магнітного матеріалу. Вентиляція і втрати на тертя в підшипниках задаються для номінальної (референсної) частоти обертання (рис. 6.28).

Аналіз. Вкладка аналізу спочатку не містить підрозділу з налаштування навантажень двигуна, для їхнього створення після натискання правої кнопки миші вибирається пункт контекстного меню «Додати налаштування вирішувача».

Налаштування вирішувача. Ця група властивостей є остаточною і складається з двох вкладок. Перший (рис. 6.29, а) вибирає режим роботи і номінальні дані двигуна, а другий (рис. 6.29, б) вибирає робочу частоту і коефіцієнт потужності.

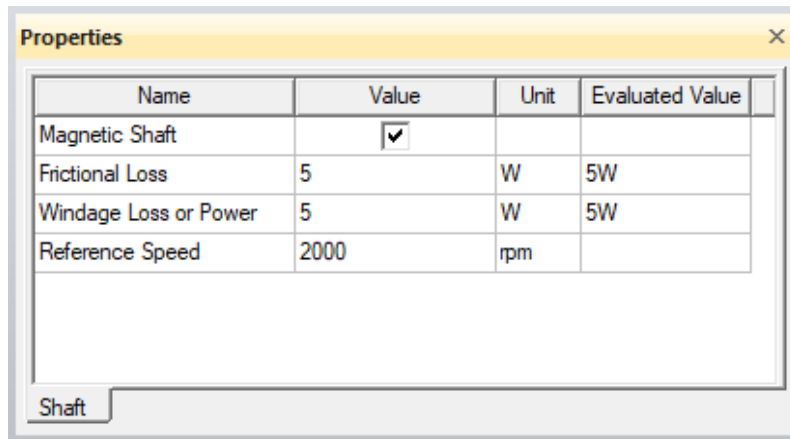
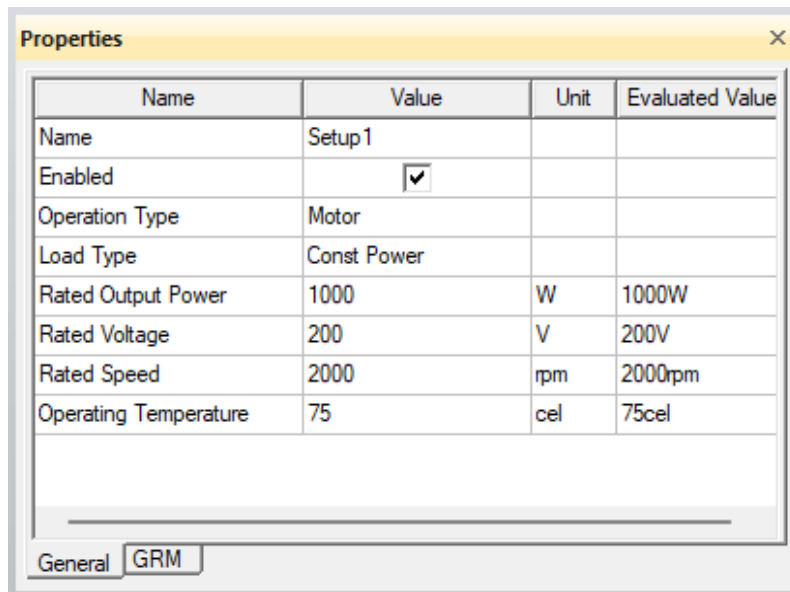
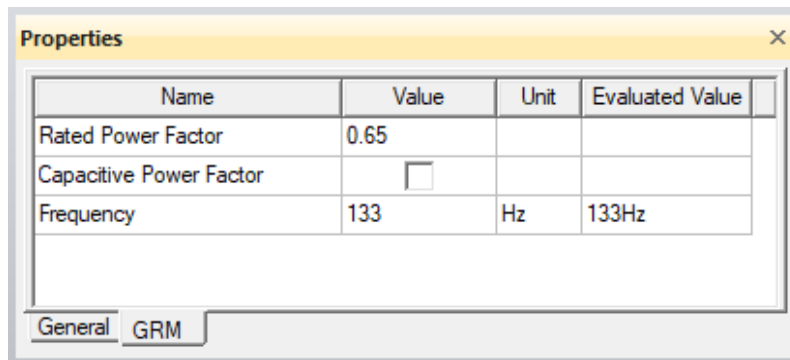


Рисунок 6.28 – ANSYS RMxprt: параметри вала



a



б

Рисунок 6.29 – ANSYS RMxprt: параметри вирішувача: *a* – параметри вирішувача (частина 1); *б* – параметри вирішувача (частина 2)

Результати аналізу, наведені нижче, показують задовільну збіжність із паспортними даними серводвигуна. Зокрема, збіглися основні ключові параметри (момент і фазний струм), а решта знаходяться в допустимих межах з точки зору вимог до електричних машин в цілому (магнітна індукція, густина струму, втрати, ККД). На рисунках 6.30–6.34 показані характеристики серводвигуна, отримані в RMxprt.

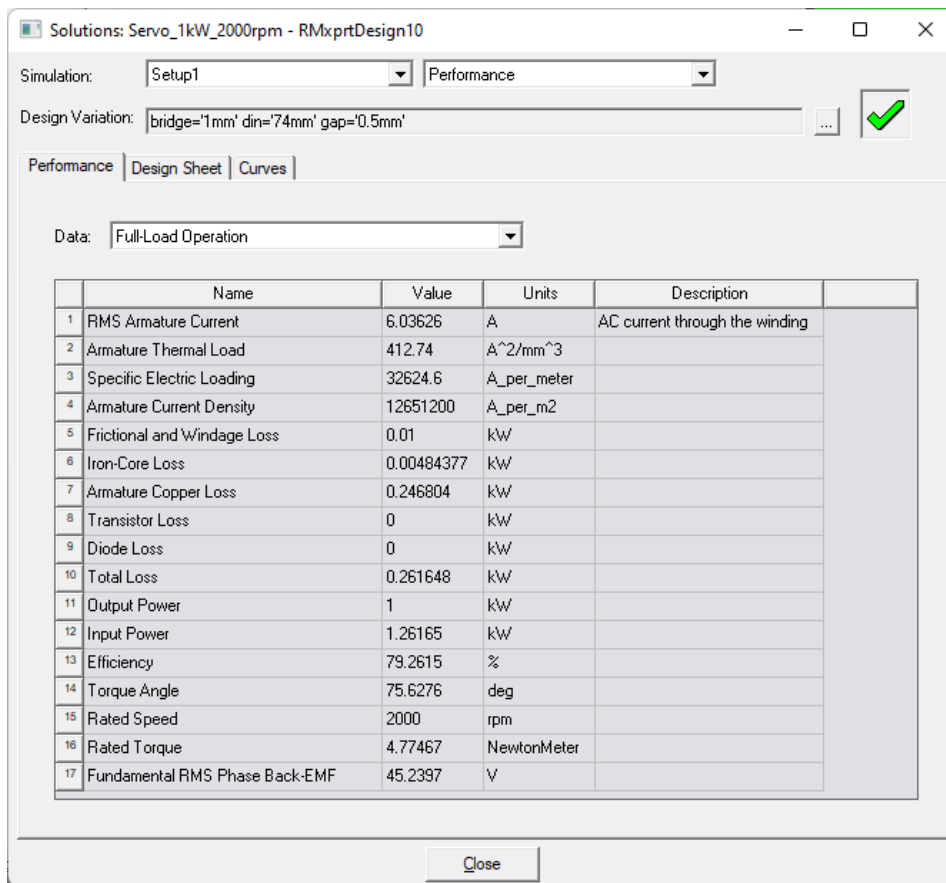


Рисунок 6.30 – ANSYS RMxprt: результати розрахунку серводвигуна (під навантаженням)

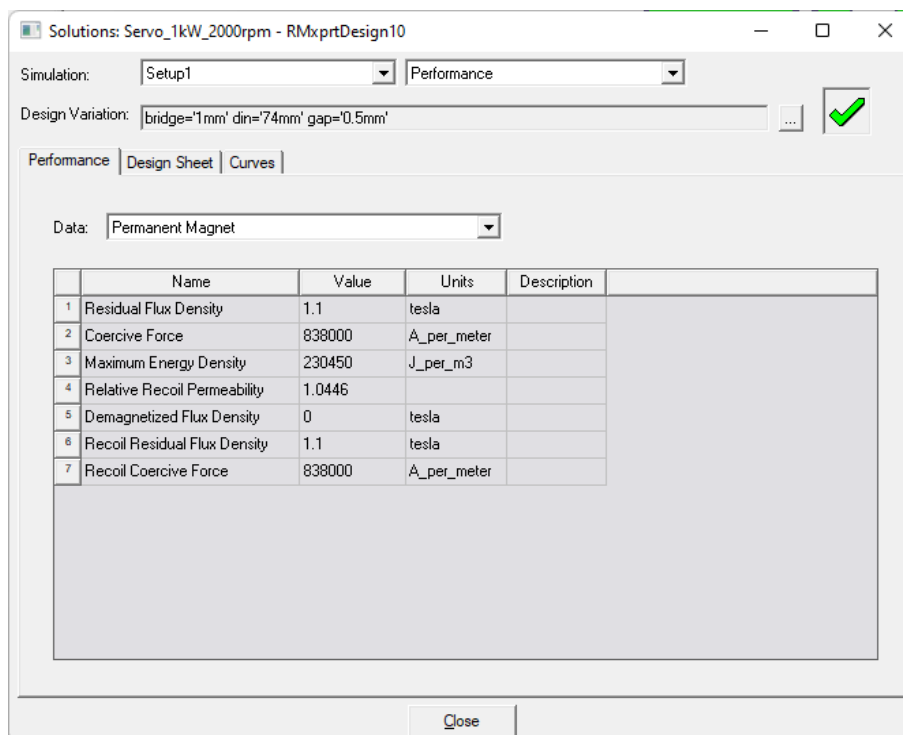


Рисунок 6.31 – ANSYS RMxprt: параметри постійного магніту

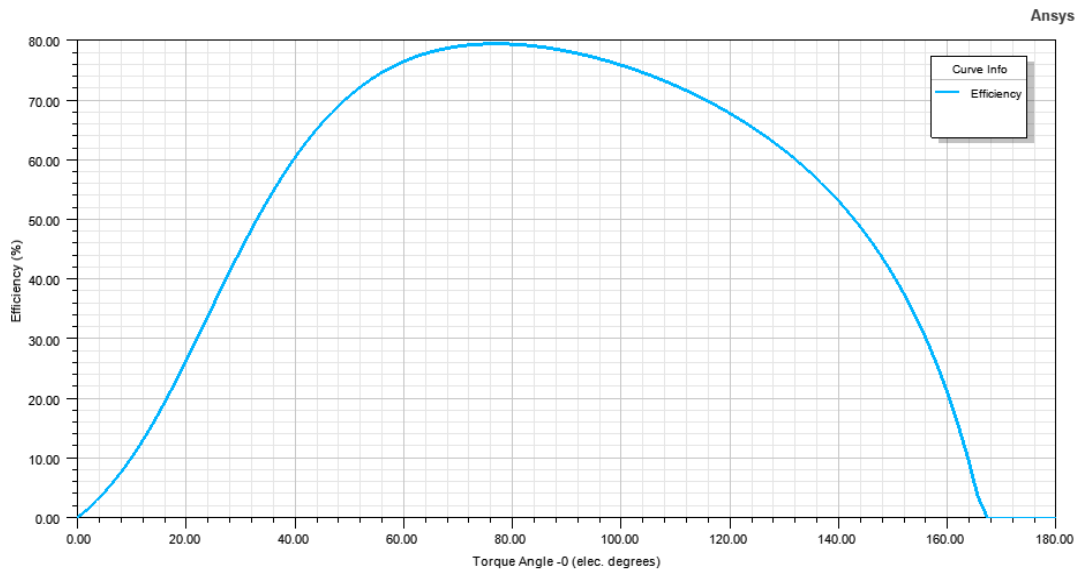


Рисунок 6.32 – Залежність ККД від кута навантаження

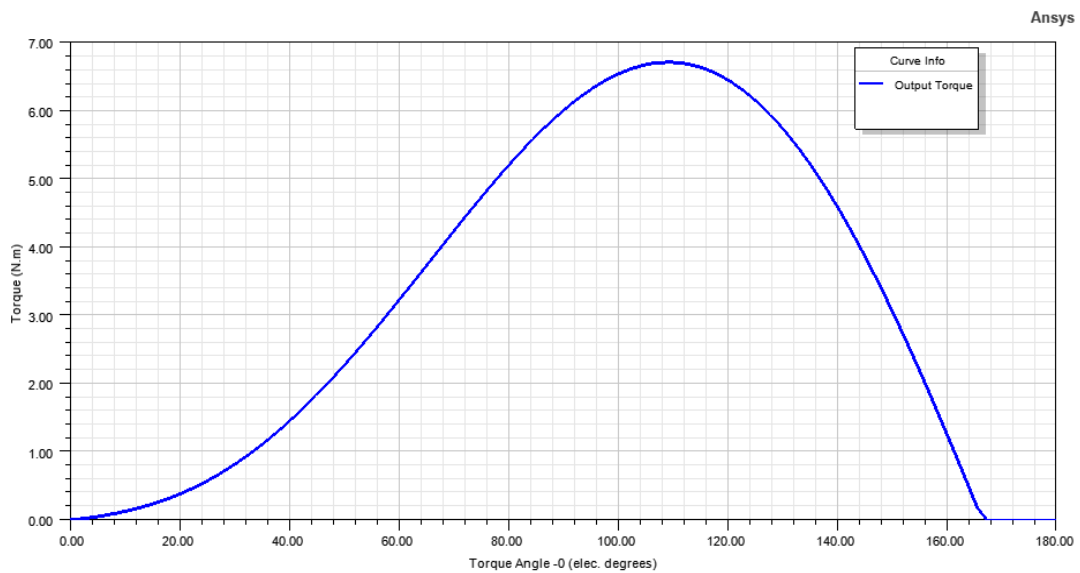


Рисунок 6.33 – Залежність обертового моменту від кута навантаження

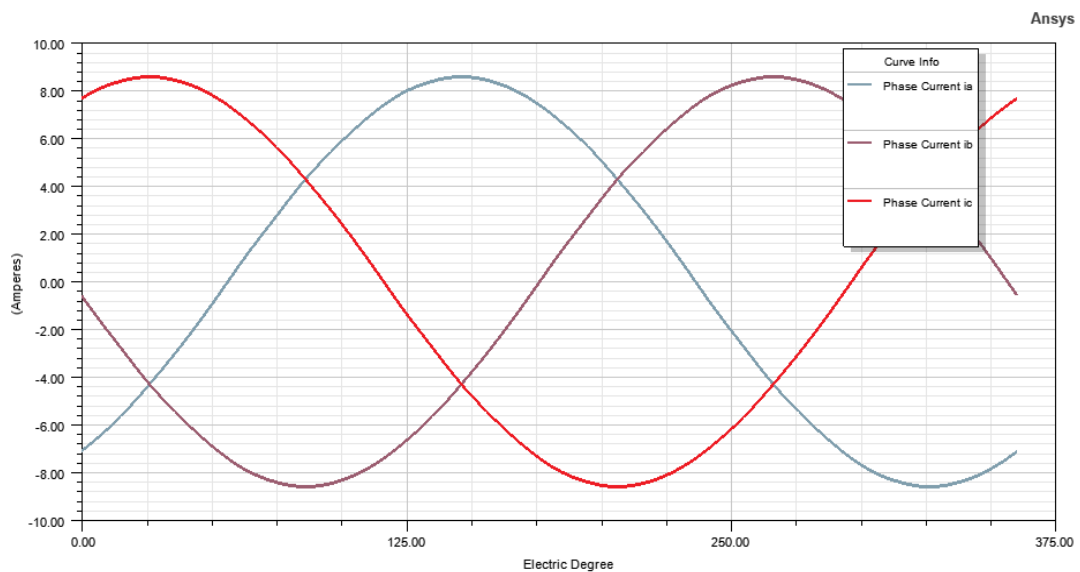


Рисунок 6.34 – Характеристика фазних струмів під навантаженням

6.2.3 Моделювання перехідних процесів в ANSYS Simplorer

Програмний пакет ANSYS Simplorer дозволяє моделювати перехідні характеристики електричних машин не тільки на підставі моделей, що задаються диференціальними рівняннями або вбудованими в програму моделями машин, а також у зв'язці з раніше виконаними проєктами RMxprt або ANSYS Maxwell 2D/3D.

Для вирішення поставленої задачі в робоче поле Simplorer було вставлено компонент Twin Builder для спільного моделювання динамічних режимів серводвигуна на основі об'єкта машини із проєкту RMxprt.

У цій частині вирішена перша фаза завдання – зв'язати проєкт RMxprt із джерелом живлення Simplorer та отримати вихідні характеристики. У майбутніх роботах будуть показані складніші схеми моделювання перехідних процесів у серводвигуні з урахуванням живлення від перетворювача частоти, з використанням датчика швидкості та змінних навантажень.

На рисунку 6.35 показана імітаційна модель, у якій подано трифазне джерело живлення 3PHAS, об'єкт серводвигуна з RMxprt RMx1, амперметр AM1, тахометр VM_ROT1, джерело моменту інерції ротора MASS_ROT1, задавач крокового накидання навантаження STEP1, а також реєстратор F_ROT1.

У налаштуваннях джерела трифазного живлення та елемента, що характеризує момент інерції, було введено дані з проєкту. Номінальне навантаження в блоці STEP1 було подано на момент часу 0.1 с. Отримані в результаті моделювання характеристики показано на рисунках 6.36 та 6.37. Отримані в ході стабілізації перехідного процесу значення частоти обертання ротора і величина діючого значення струму фази обмотки статора відповідають величинам, отриманим як у результаті попереднього проєктування, так і паспортним даним серводвигуна.

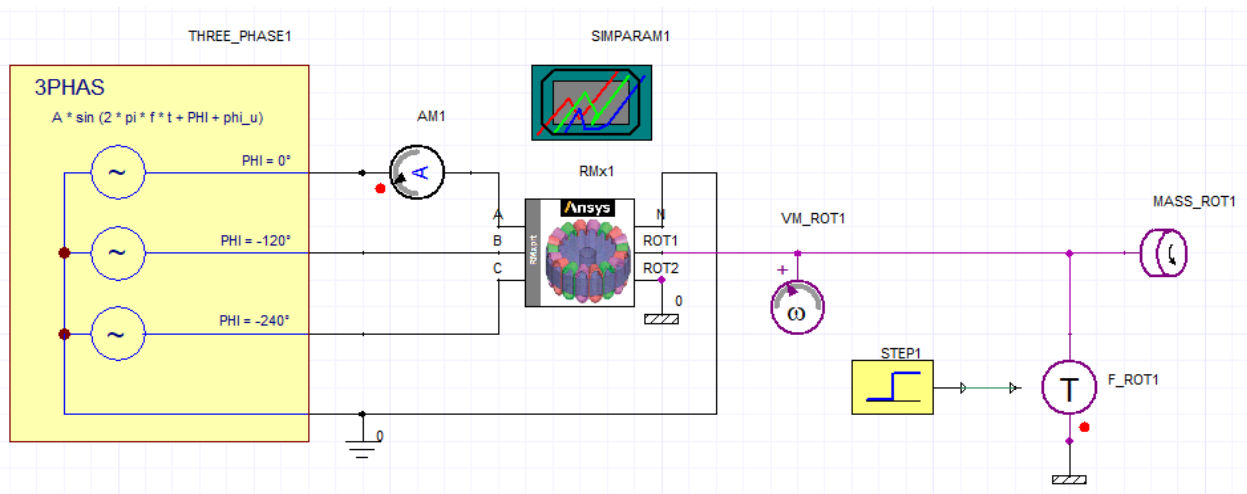


Рисунок 6.35 – ANSYS Simplorer: імітаційна модель серводвигуна з джерелом стабільного живлення

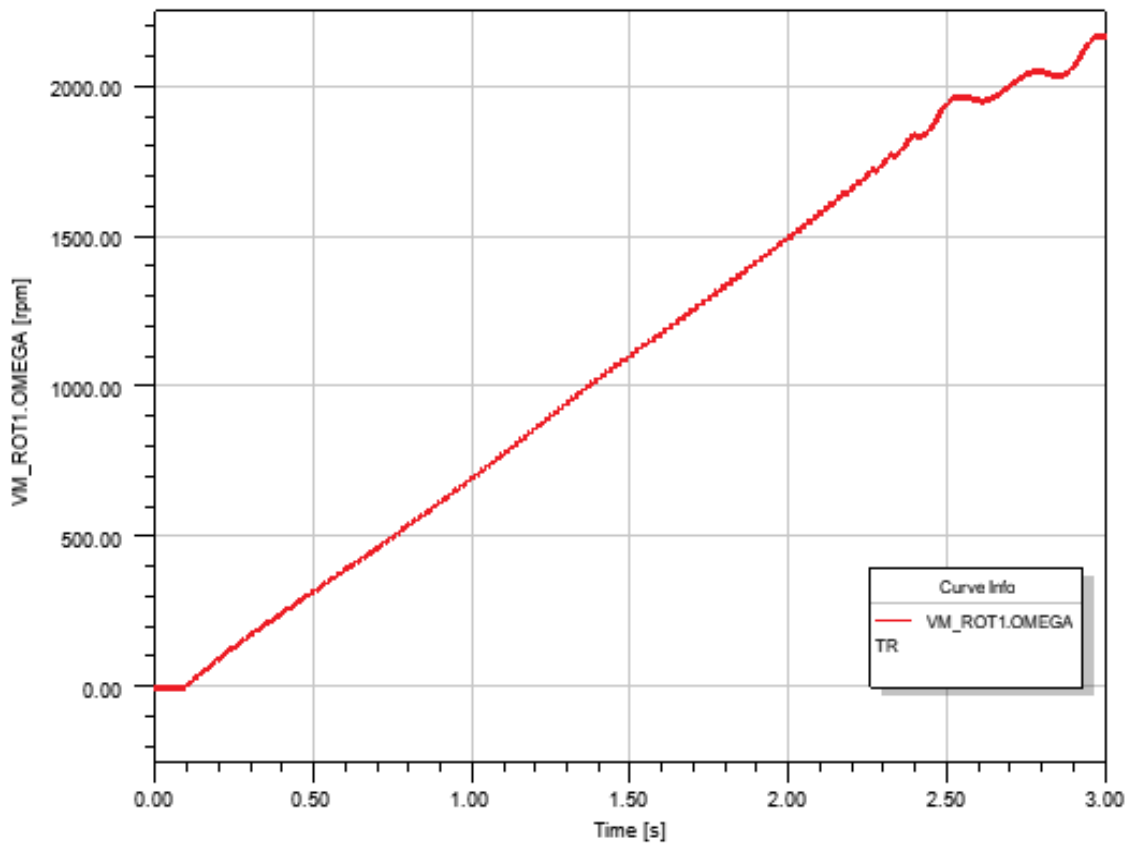


Рисунок 6.36 – Залежність швидкості обертання в діапазоні часу моделювання

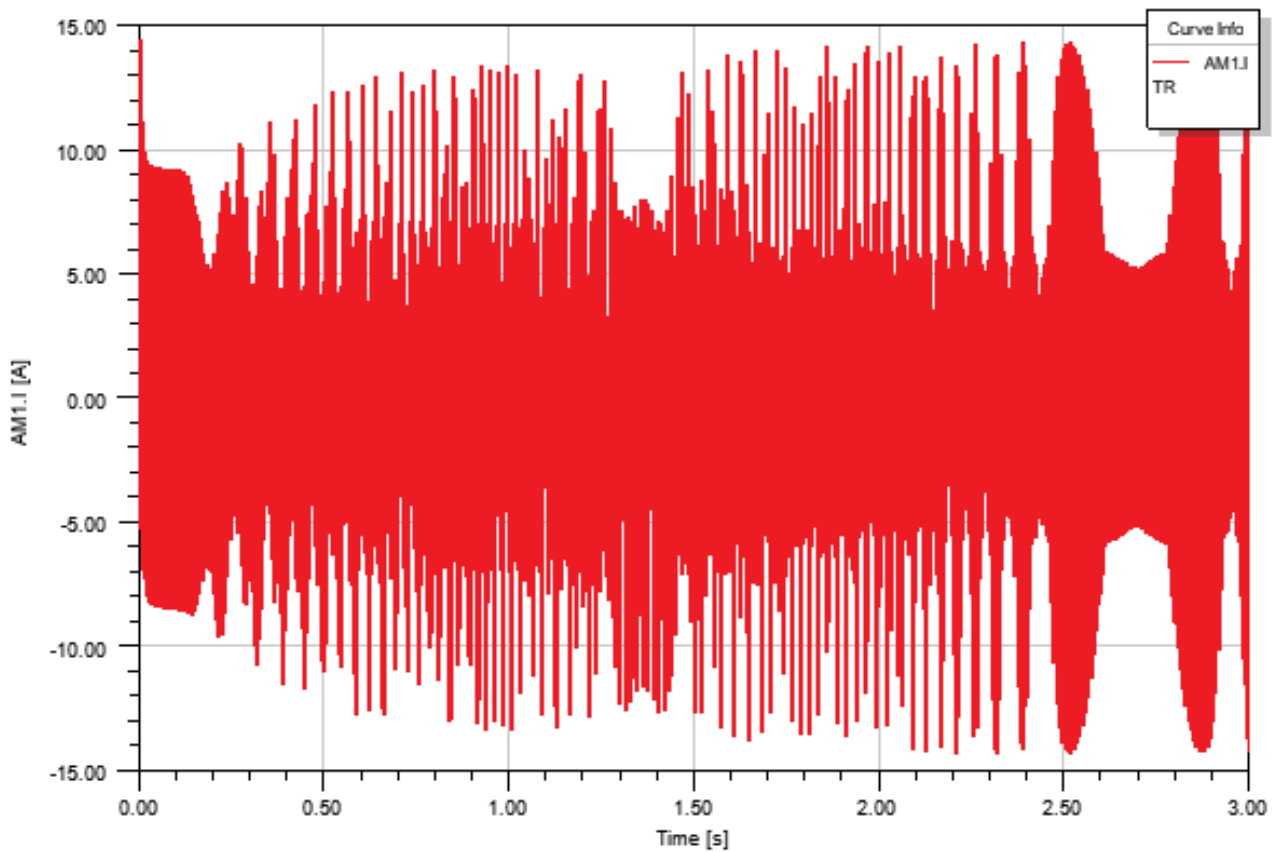


Рисунок 6.37 – Залежність струму фази в діапазоні часу моделювання

6.3 Оцінка диференціальних характеристик руху за допомогою інкрементних енкодерів у контурі зворотного зв'язку ЧПК

У машинобудівній галузі спостерігається стійка тенденція до підвищення необхідної точності виготовлення деталей [222], що тягне за собою підвищені вимоги до точності обладнання, що використовується для їхнього виготовлення [176]. Точність обладнання визначається багатьма факторами, пов'язаними з особливостями як конструкції верстатів, так і системи ЧПК. Одним із найважливіших елементів ЧПК, що забезпечує точність, є система вимірювання положення робочих органів. Швидкість виконання оброблення на сучасному обладнанні також постійно зростає [222]. Це супроводжується необхідністю здійснювати керування з урахуванням не тільки швидкості, але й диференціальних характеристик руху більш високого порядку, таких як прискорення та ривок [82]. Можливість забезпечення такого керування пов'язана з необхідністю визначення цих характеристик у контурі зворотного зв'язку. Диференціальні характеристики руху можуть бути визначені як шляхом математичної обробки даних системи вимірювання положення, так і за допомогою додаткових вимірювальних пристроїв [81]. Використання додаткових пристроїв на основі акселерометрів дозволяє безпосередньо визначити прискорення та, диференціюючи його, отримати значення ривка [6, 143]. У той же час сигнал акселерометра має певний рівень шуму, що ускладнює отримання диференціальних характеристик і вимагає застосування різних методів обробки сигналу [143]. Також запропоновано методи прямого визначення ривка [99]. Однак використання цих методів потребує наявності відповідних інтерфейсів даних, що ускладнює структуру системи ЧПК. Найпоширенішою системою вимірювання позиції в ЧПК є та, що базується на різних типах енкодерів (рис. 6.38).

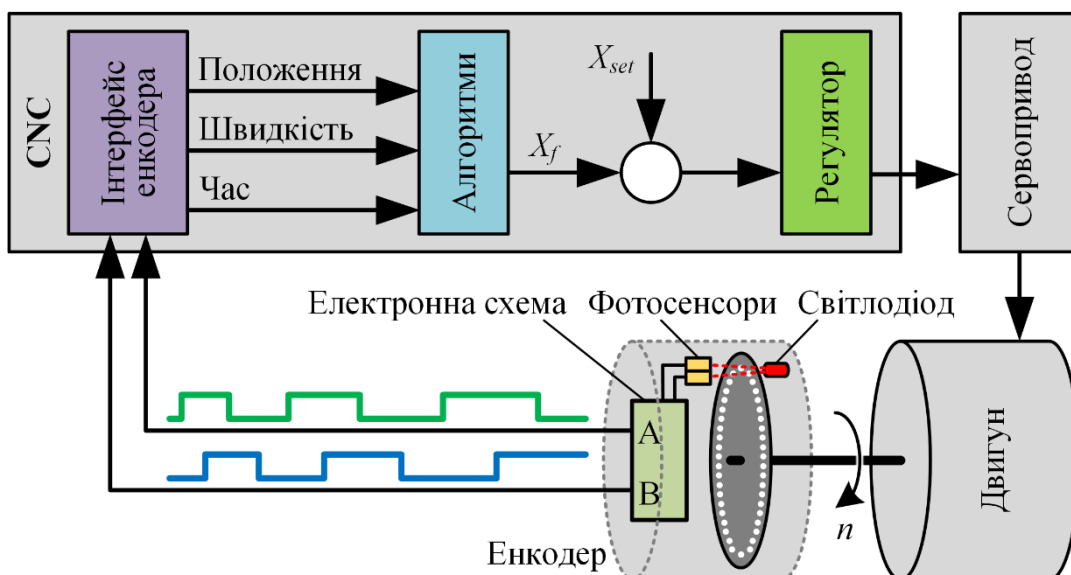


Рисунок 6.38 – Типова схема застосування енкодера в ЧПК

Застосування алгоритмів обробки сигналу енодера дозволяє отримати значення положення та швидкості [180]. Диференціальні характеристики руху вищого порядку можна отримати шляхом постобробки даних про швидкість. Однак це складно через наявність різноманітних помилок у системі вимірювання позиції.

Відмінною особливістю енодера є вимірювання параметрів руху за допомогою фізичної шкали. Кількість позначок на шкалі визначає роздільну здатність енодера. Похибка масштабу визначається особливостями процесу виготовлення енодера і є його індивідуальною характеристикою. Ця характеристика є незмінною, її можна ідентифікувати та враховувати.

Метою цього дослідження є визначення можливості оцінки диференціальних характеристик руху аж до ривка в контурі зворотного зв'язку ЧПК за допомогою інкрементного енодера.

6.3.1 Обмеження дискретності енодера

Розглянемо задачу визначення граничних характеристик дискретності на прикладі використання поворотних енодерів. Максимальна швидкість руху керованих органів технологічної системи F_{max} визначається режимом швидкого позиціонування. У той же час має бути можливість оцінити характеристики руху. Кількість позначок (Z) на кодовому диску визначає роздільну здатність енодера. У цьому випадку допустима частота обертання вала датчика (n) обмежена максимальною частотою вихідного імпульсу датчика (f_e) [180]:

$$n = \frac{60 \cdot f_e}{Z}.$$

Тому енодери з вищою роздільною здатністю зазвичай мають нижчу допустиму швидкість обертання. Для обладнання з кульковою гвинтовою передачею швидкість осі визначається кроком гвинта (P) і швидкістю його обертання

$$F = n \cdot P.$$

Характеристика граничної кількості відміток Z_{lim} для зворотного зв'язку з датчиком положення, встановленим на валу кулькової гвинти, з урахуванням обмеження частоти вихідних імпульсів визначається виразом

$$Z_{lim} = \frac{60 \cdot P \cdot f_e}{F_{max}}.$$

Величина поділки дискрети вимірювання положення визначається основними конструктивними параметрами обладнання

$$d = \frac{P}{4 \cdot Z_{lim}} = \frac{F_{max}}{240 \cdot f_e}.$$

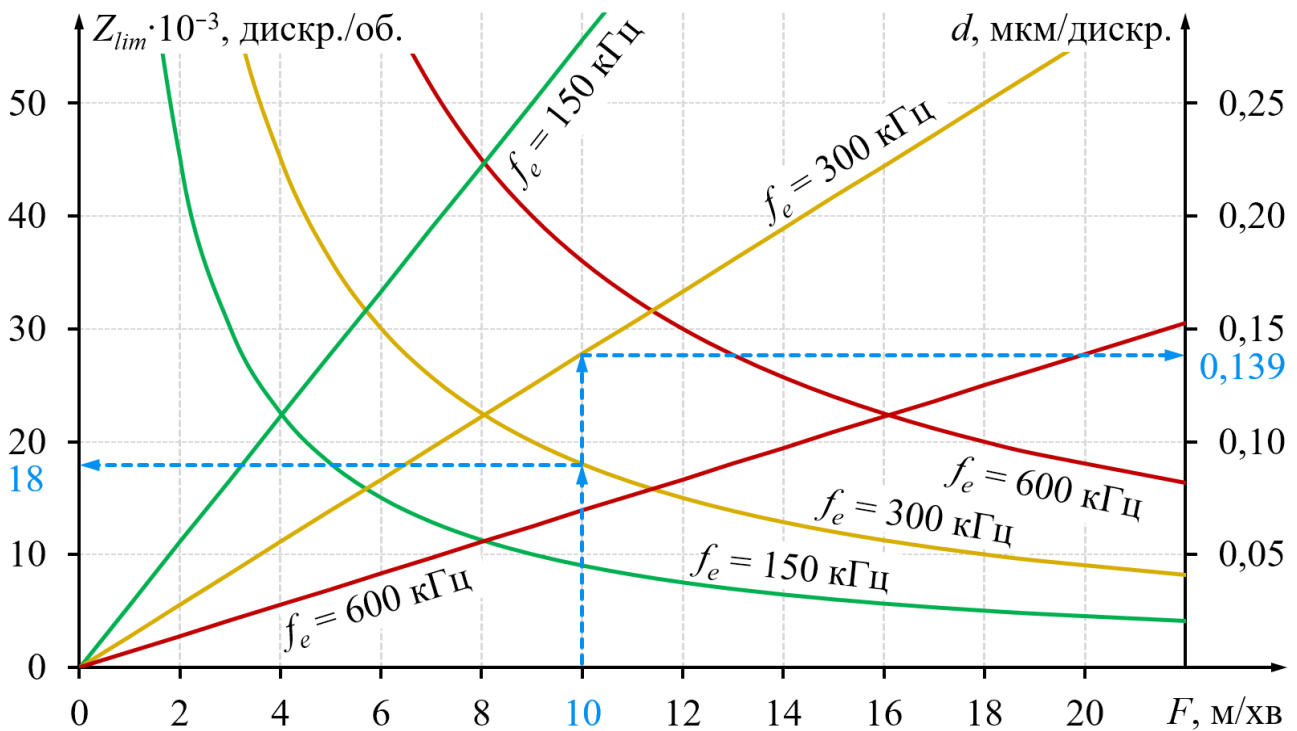


Рисунок 6.39 – Визначення граничної дискретності датчика та значення поділки шкали лінійного переміщення контрольованої осі

На рисунку 6.39 наведено параметричні залежності граничної роздільної здатності енкодера в системі вимірювання позиції та значення дискретної поділки залежно від максимальної подачі верстатів із кроком гвинта 10 мм.

З максимальною швидкістю подачі 10 м/хв, використанням енкодера з найпоширенішою максимальною вихідною частотою імпульсу $f_e = 300$ кГц, гранична роздільна здатність становить $Z_{lim} = 18\ 000$, що забезпечує дискретне значення 0,139 мкм/дискр. Відповідно до результатів попередніх досліджень [82] для правильної організації керування з урахуванням ривка необхідно забезпечити роздільну здатність визначення диференціальних характеристик руху на рівні 1×10^{-6} мкм/дискр.

Таким чином, характеристика меж роздільної здатності енкодера визначає максимально можливу точність вимірювання позиції з урахуванням обмежень частотної характеристики енкодера. Однак цієї точності недостатньо для організації управління з урахуванням ривка.

6.3.2 Методи оцінювання швидкості з використанням інкрементних енкодерів

На рисунку 6.40 наведена часова діаграма генерації лічильних імпульсів інкрементного енкодера. Існують різні методи обробки сигналу інкрементного енкодера, щоб отримати середнє значення швидкості V_C за період T_C [140].

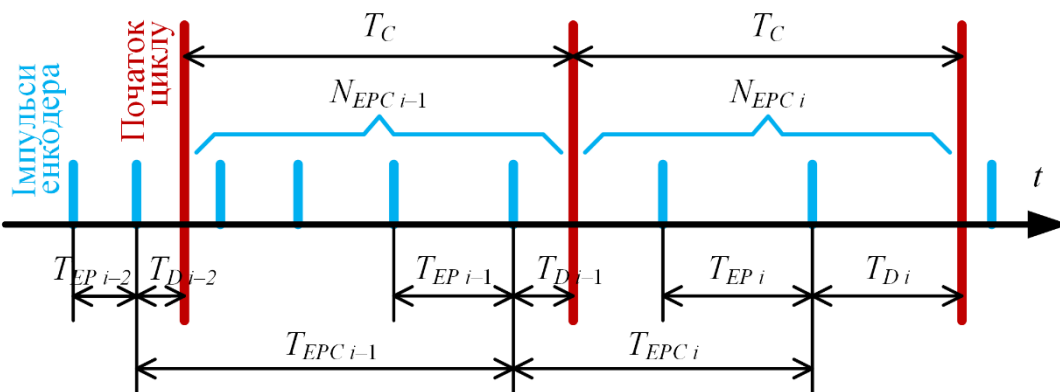


Рисунок 6.40 – Схема визначення швидкості шляхом підрахунку імпульсів

Відповідно до М-методу [70, 71, 191] за період i -го циклу керування тривалістю T_C підраховується кількість лічильних імпульсів N_{EPC_i} , сформованих фронтами сигналів енкодера. У цьому випадку середня швидкість руху осі в i -му циклі визначається виразом

$$V_{Mi} = \frac{N_{EPC_i} \cdot d}{T_C}.$$

Цей метод найбільш простий у реалізації, але характеризується значним спотворенням диференціальних характеристик за малої швидкості і має найменшу точність. Похибка цього методу становить ± 1 дискр./цикл, що за $T_C = 0,001$ с і дискретному значенні $d = 0,139$ мкм/дискр. (рис. 6.39) призводить до похибки швидкості оцінка $\pm 8,34$ мм/хв.

Інший підхід реалізовано в Т-методі [71, 191], що передбачає вимірювання інтервалу часу між лічильними імпульсами в кінці кожного циклу керування T_{EP_i} .

У цьому випадку швидкість визначається виразом

$$V_{Ti} = \frac{d}{T_{EP_i}}.$$

Вимірювання інтервалів часу можна проводити з високою точністю. У зв'язку з цим варто очікувати високої точності цього методу. Однак отримане значення V_{Ti} може значно відрізнятись від фактичної швидкості. Це пов'язано з тим, що технологія виготовлення енкодера не передбачає забезпечення високої точності розмірів міток кодового диска. Тому фактичне значення кожного дискретного d_{Fi} значно відрізняється від середнього значення d . Це призводить до неправильної інтерпретації виміряних значень часового інтервалу T_{EP_i} . Були запропоновані різні методи корекції виміряних значень [85, 69], але вони не враховують індивідуальні відхилення кожної відмітки. Крім того, слід враховувати, що отримане значення швидкості V_{Ti} буде відрізнятись від середньої швидкості за цикл, оскільки інтервал часу T_{EP_i} може суттєво відрізнятись від тривалості циклу T_C .

Інший підхід реалізує МТ-метод [70, 71, 191], що є комбінацією вказаних вище методів. Спосіб передбачає одночасний підрахунок кількості імпульсів лічильника N_{EPCi} та вимірювання інтервалів часу T_{EPCi} між останніми імпульсами лічильника суміжних циклів керування. У цьому випадку швидкість визначається виразом

$$V_{MTi} = \frac{N_{EPCi} \cdot d}{T_{EPCi}}.$$

На відміну від Т-методу, під час використання МТ-методу зазвичай сумарна похибка значення дискрети менше спотворює результат обчислень, оскільки впливає на більший інтервал часу $T_{EPCi} > T_{EPI}$. Водночас чим вища швидкість, тим менша різниця між інтервалом T_{EPCi} і T_C , отже, отримане значення V_{MTi} наближається до фактичної середньої швидкості за цикл.

Незалежно від використовуваного методу, від моменту реєстрації останнього лічильного імпульсу до моменту початку циклу проходить певний інтервал часу T_D . У зв'язку з цим отримане значення швидкості відрізняється від середньої швидкості V_C не тільки через використання в розрахунках інтервалу, відмінного від T_C , але також через змінення швидкості з часом T_D . Щоб отримати більш точну оцінку швидкості V_C , необхідно екстраполювати результат розрахунку.

Для підвищення роздільної здатності енкодера необхідно використовувати методи, засновані на вимірюванні періоду повторення імпульсів. Застосування таких методів вимагає точної передачі фронтів сигналу, що утруднено через наявність різноманітних похибок.

Застосування М-методу забезпечує оцінку швидкості відповідно до обмеження дискретності енкодера зі значенням поділки дискрети вимірювання положення d . Проте в [82] обґрунтовано, що для визначення диференціальних характеристик необхідно забезпечити необхідну роздільну здатність швидкості, яка визначається величиною мінімально розпізнаваного руху. Відповідно до цього підходу, для визначення різних диференційних характеристик руху необхідно забезпечити різні роздільні здатності для оцінки швидкості (d_{minV}), прискорення (d_{minA}) і ривка (d_{minJ}) з урахуванням значення глибини налаштування (K_f, K_a, K_J відповідно):

$$d_{minV} = \frac{F_{max} \cdot T_C}{60 \cdot K_f},$$

$$d_{minA} = \frac{1000 \cdot a_{max} \cdot T_C^2}{K_a},$$

$$d_{minJ} = \frac{1000 \cdot J_{max} \cdot T_C^3}{K_J}.$$

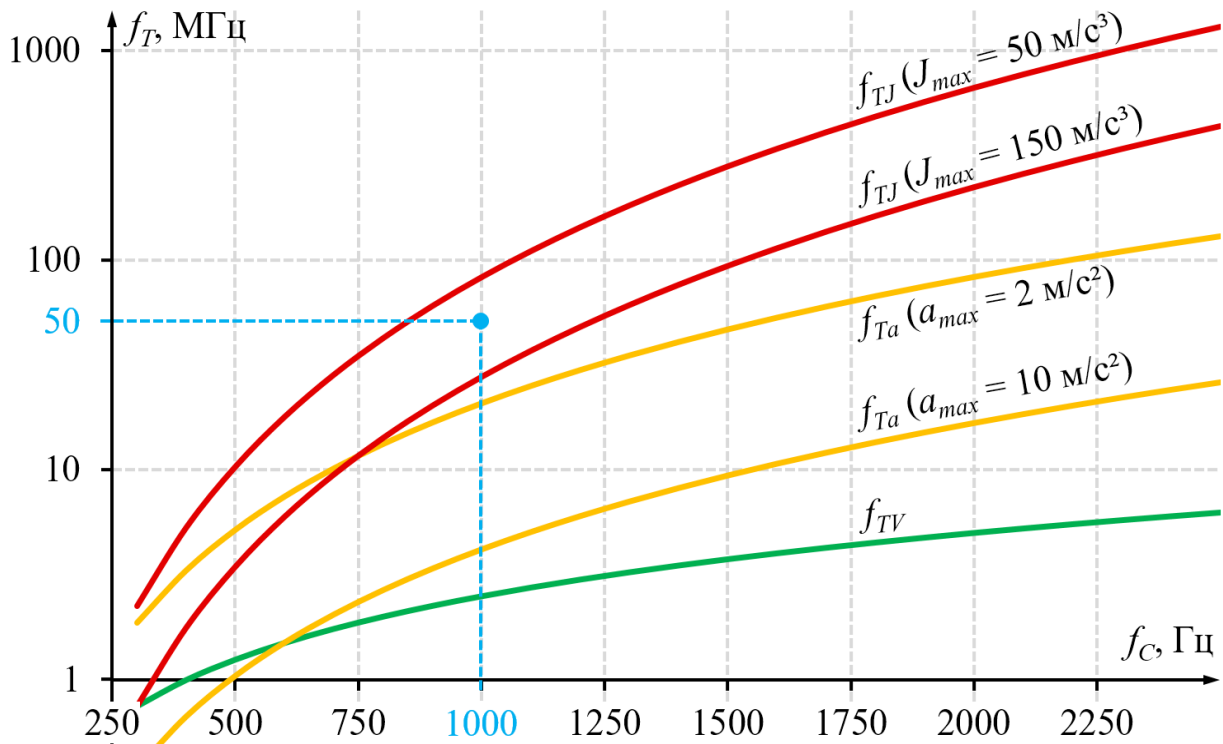


Рисунок 6.41 – Визначення необхідної частоти дискретизації лічильника часу

Застосування Т-методу передбачає підвищення роздільної здатності розпізнавання параметрів руху шляхом вимірювання інтервалу часу між лічильними імпульсами. Для цього лічильник часу повинен працювати на частоті дискретизації

$$f_T \geq \max(f_{TV}, f_{Ta}, f_{TJ}),$$

де f_{TV} , f_{Ta} , f_{TJ} – частоти, які забезпечують необхідну роздільну здатність для швидкості, прискорення та ривка відповідно

$$f_{TV} = f_e \cdot \frac{d}{d_{minV}} = \frac{K_f}{4 \cdot T_C},$$

$$f_{Ta} = f_e \cdot \frac{d}{d_{minA}} = \frac{F_{max} \cdot K_a}{240000 \cdot a_{max} \cdot T_C^2},$$

$$f_{TJ} = f_e \cdot \frac{d}{d_{minJ}} = \frac{F_{max} \cdot K_J}{240000 \cdot J_{max} \cdot T_C^3}.$$

На рисунку 6.41 наведено графіки для визначення необхідної частоти лічильника часу залежно від частоти циклу керування системою ЧПК та максимально можливих значень параметрів руху.

6.3.3 Експериментальна установка

Для отримання даних швидкості в контурі зворотного зв'язку ЧПК обробка сигналів інкрементного енкодера повинна виконуватися в режимі реального часу з мінімальними часовими затримками в отриманні результатів.

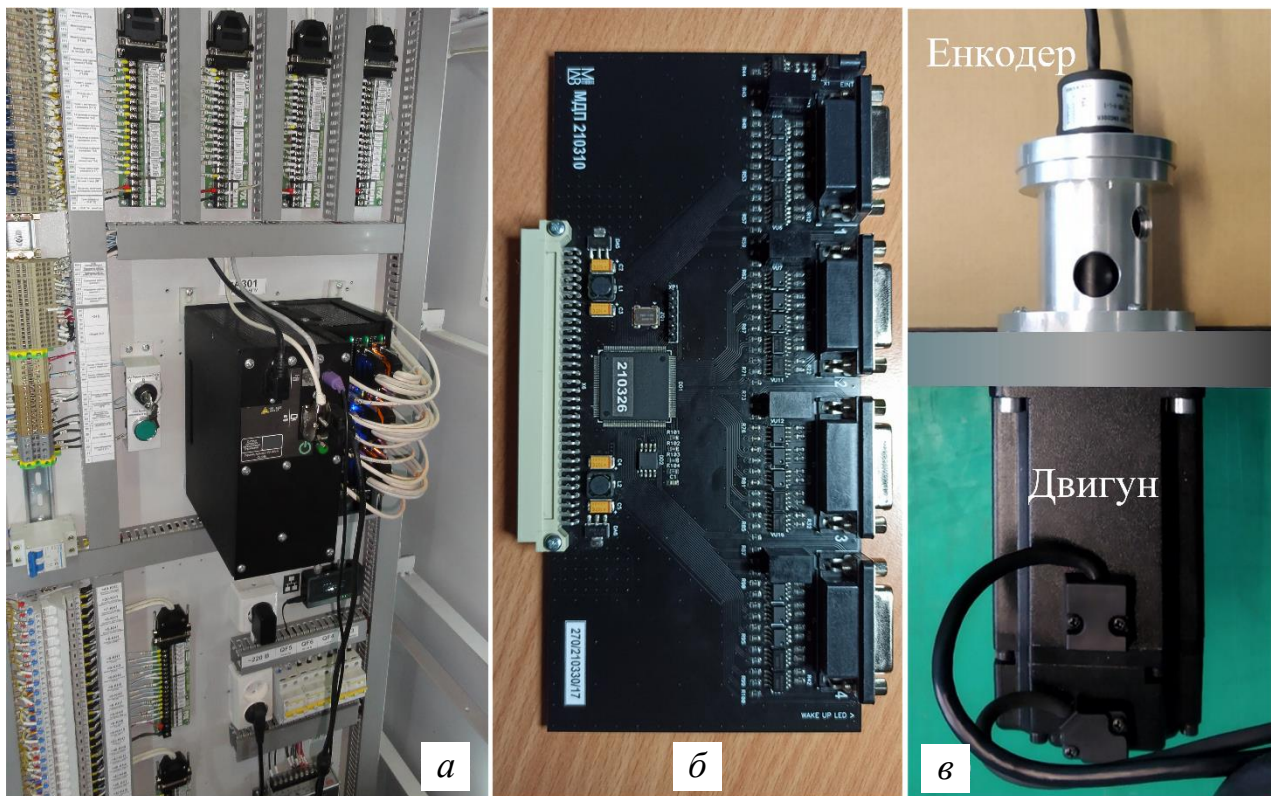


Рисунок 6.42 – Програмно-апаратний комплекс (а), експериментальний пристрій обробки сигналу енкодера на основі FPGA (б) та дослідницька установка (в)

Ці функції виконують зазвичай спеціалізовані пристрої з ЧПК. Такі пристрої можуть бути реалізовані за допомогою мікроконтролерів або FPGA [69, 70, 71]. Для дослідження роботи різних методів обробки сигналів інкрементного енкодера необхідно забезпечити реєстрацію великої кількості параметрів. Такі можливості можна реалізувати лише за допомогою пристроїв на основі FPGA, які дозволяють створити будь-яку схему паралельної обробки потоків сигналів, реєстрації та обміну даними з мінімальними часовими затримками.

Для дослідження методів обробки сигналів інкрементного енкодера використовувався програмно-апаратний комплекс (далі – ПАК) для дослідження алгоритмів і процесів у верстатах з ЧПК [80, 193] (рис. 6.42, а). Комплекс забезпечує можливість збору та зберігання кількох сотень параметрів у кожному циклі керування. Розроблено спеціалізований пристрій на основі FPGA (рис. 6.42, б), який забезпечує можливість реалізації різноманітних методів та реєстрації великої кількості параметрів сигналів інкрементного енкодера. Цей пристрій тактується високоточним генератором тактових частот 50 МГц. Комплекс працює з частотою циклу керування $f_c = 1$ кГц (період $T_c = 1$ мс). Ці характеристики забезпечують можливість реєстрації параметрів руху з необхідною роздільною здатністю (рис. 6.41).

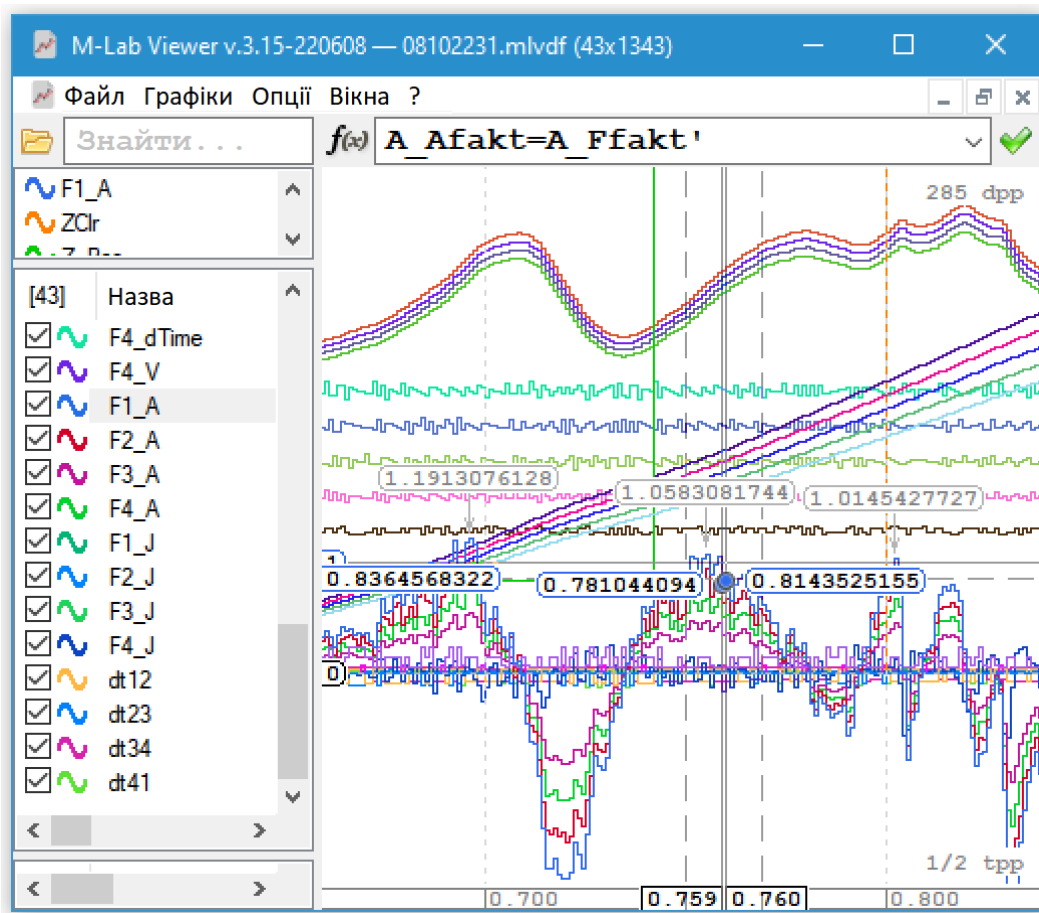


Рисунок 6.43 – Обробка та візуалізація сигналів інкрементного енкадера

Дослідження проводили на інкрементному енкадері (рис. 6.42, в), обертання якого здійснювалось за допомогою сервопривода, керованого ПАК. Сигнали енкадера реєструвалися та оброблялися для отримання диференціальних характеристик руху.

Програмне забезпечення для обробки та візуалізації даних [80, 81, 193] дозволяє обробляти велику кількість параметрів, аналіз поточних процесів, спрощує налагодження алгоритмів, виконувати аналіз точності за допомогою полярних діаграм, виконувати математичні операції, фільтрацію, спектральний аналіз та іншу обробку даних. На рисунку 6.43 наведено приклад роботи програми під час експериментальних досліджень інкрементного енкадера сигналів V_{MT} , N_{ERC} , T_{ERC} та інших параметрів на експериментальній установці (рис. 6.42, в).

На рисунку 6.44, а наведено результати експериментальних досліджень отримання швидкісних даних різними методами за рівноприскореного руху спостережного привода. Щоб мінімізувати затримку, значення прискорення та ривка отримують шляхом прямого диференціювання. Дослідження показали, що використання М-методу дає найбільшу похибку в оцінці швидкості, що не дозволяє отримати значення прискорення та ривка. Шум квантування на графіку прискорення є вищим за діапазон зміни фізичної величини (a_M на рис. 6.44, б).

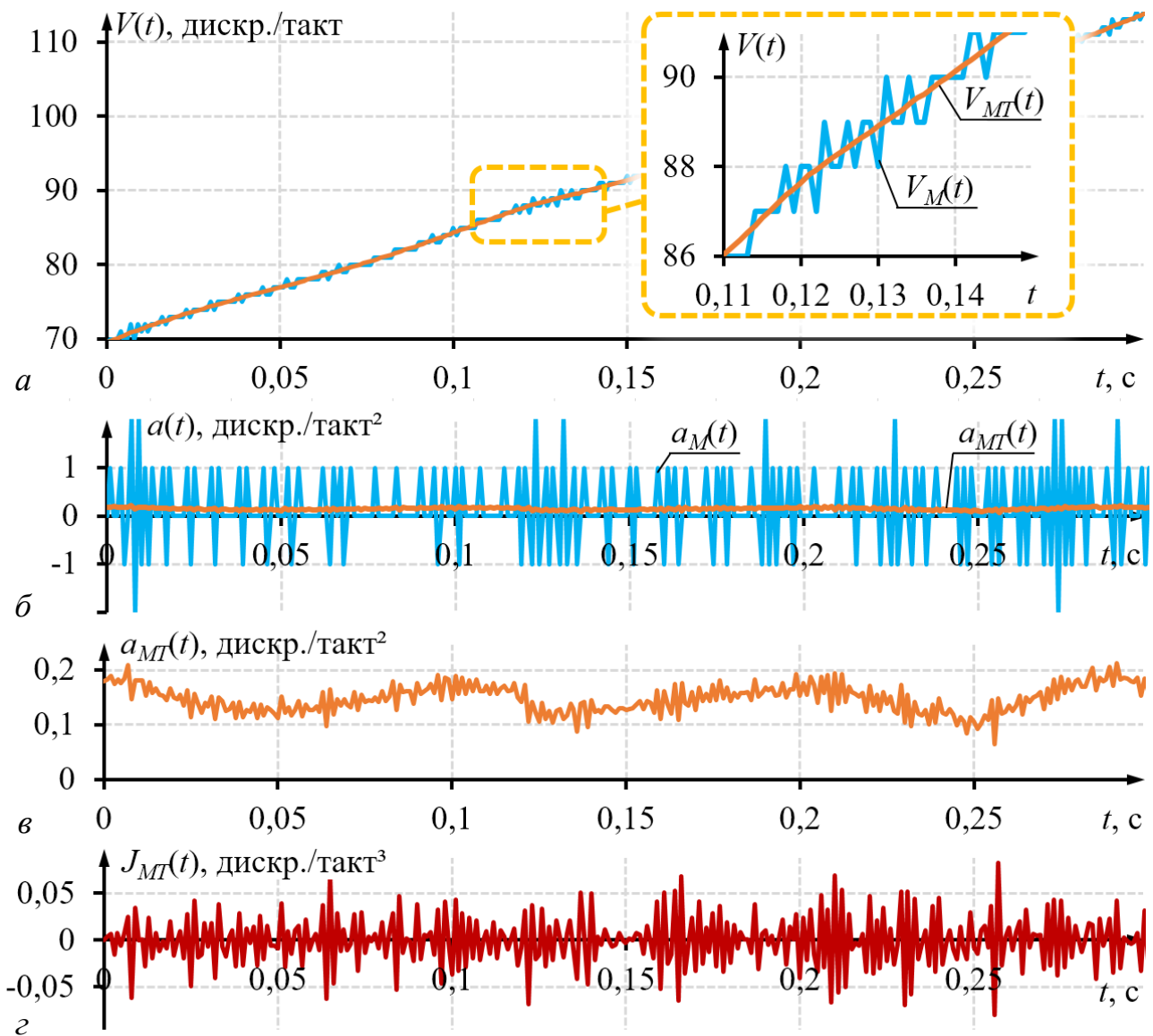


Рисунок 6.44 – Приклад вимірювання диференціальних характеристик руху М-методом і МТ-методом: *а* – швидкість; *б* і *в* – прискорення; *з* – ривок

Метод МТ дозволяє отримати дані про прискорення (a_{MT} на рис. 6.44, *в*). Проте характер змінення отриманого прискорення вказує на наявність похибок різного походження. Флуктуації середнього значення прискорення можуть свідчити про ексцентриситет осі обертання відносно осі симетрії положення кодових дискових позначок енкодера. Високочастотні коливання можуть бути викликані як похибками в розмірах нанесених позначок, так і впливом зовнішніх факторів і перешкод. Наявність цих похибок знижує точність визначення величини прискорення і ускладнює отримання значення ривка (J_{MT} на рис. 6.44, *з*).

Таким чином, щоб отримати значення ривка, необхідно внести поправку з урахуванням усіх систематичних похибок, незалежно від їхнього характеру. Крім того, необхідно проаналізувати ступінь впливу зовнішніх факторів, перешкод і запропонувати шляхи їхньої мінімізації.

6.3.4 Аналіз джерел похибок під час вимірювання диференціальних характеристик

Описані вище експериментальні дослідження та обробку даних проводили в припущенні, що масштаб енкодера ідеальний (рис. 6.45, *a*), тобто мітки розподілені рівномірно, їхня ширина однакова, а зсув фази сигналу становить 90° . У реальному енкодері виникають різні похибки: похибка ширини імпульсу, фазова похибка, циклічна похибка та ексцентриситет. Крім того, електронна схема, що обробляє сигнали фотосенсорів (рис. 6.38), формує на виході сигнал із спотворенням країв. У результаті вихідний сигнал (рис. 6.45, *b*) не є ідеальним, а похибка кожного фронту є окремою постійною величиною (δ_i). Її можна визначити та врахувати для подальшого коригування. Різні автори пропонують методи визначення та виправлення таких похибок [85, 75, 201].

Сигнал, сформований на виході енкодера, передається на пристрій обробки за допомогою кабельних з'єднань. У цей час він піддається впливу різних факторів, які вносять додаткові похибки.

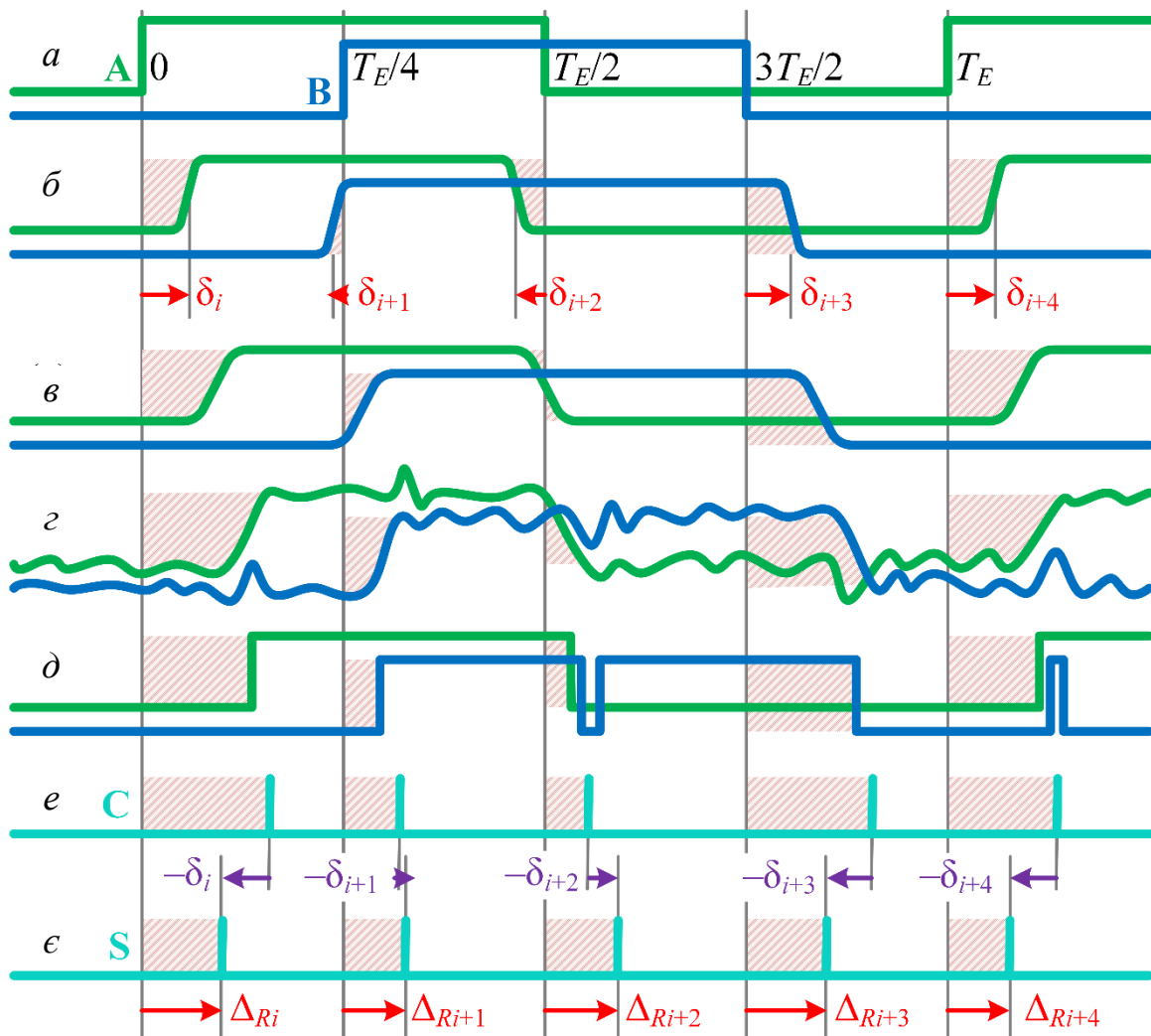


Рисунок 6.45 – Етапи формування похибки сигналу інкрементного енкодера

Довжина кабельних з'єднань визначає час затримки сигналу, згладжування країв і падіння напруги, що разом може призводити до різних похибок залежно від швидкості обертання енодера (рис. 6.45, в). Зовнішнє втручання спотворює форму сигналу й ускладнює точне визначення країв (рис. 6.45, з). Вхідні каскади пристроїв обробки можуть мати різний поріг рівня сигналу, а також хибні спрацьовування через наявність перешкод (рис. 6.45, д). Після цифрової обробки сигналу значення вихідних параметрів формуються з певною затримкою (рис. 6.45, е).

Таким чином, можна припустити, що корекція отриманого сигналу на величини δ_i (рис. 6.45, е) лише деякою мірою покращує точність визначення фронтів та оцінки швидкості. Виниклі при цьому некомпенсовані похибки ΔR_i безсумнівно негативно позначаються на точності визначення диференціальних характеристик.

7 ОСОБЛИВОСТІ АВТОМАТИЗАЦІЇ ПРОЦЕСІВ НАМОТУВАННЯ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ ІЗ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

7.1 Намотування елементів конструкцій з композиційних матеріалів малого діаметра з використанням вібрації

Методом намотування виготовляють вироби з довільною структурою армування, що забезпечує отримання заданих співвідношень фізико-механічних характеристик та герметичність конструкції [14]. У той же час створення конструкцій з полімерних композиційних матеріалів (далі – ПКМ) методом намотування є доволі трудомістким процесом, що потребує обґрунтованого вибору типу армуючого матеріалу та матриці, проектування та виготовлення складного технологічного оснащення, використання унікального обладнання, високого професійного відпрацювання технологічних параметрів виготовлення виробів, а також проведення комплексу досліджень з оцінювання працездатності виготовленої конструкції. У роботах [79, 93] показано, що технологічне натягнення волокна в процесі намотування та його товщина істотно впливають на механічні властивості готового виробу. У роботі [31] розроблено індивідуальну технологію намотування труб. Роботу [54] присвячено проектуванню та виготовленню конічного трубчастого виробу з ПКМ з використанням недорогої машини для намотування. Було досліджено процеси сухого та мокрого намотування пряжі та джгутів.

Більшість існуючих способів намотування виготовлення порожнистих композитних виробів (труб, ємностей тощо) мають істотні недоліки. Так натягнення поверхневого шару і натягнення внутрішніх шарів ПКМ можуть істотно відрізнитися у виробках, що формуються. Цей ефект спостерігається під час регулювання натягнення волокна. Ще одним істотним недоліком існуючих технологій є зміна діаметра перерізу виробу в кінцевих зонах, де здійснюється зворотний рух рухомого візка з волокном. Внаслідок цих недоліків спостерігаються відхилення щільності намотування та інших показників напружено-деформованого стану від планових значень [116].

У роботі [62] запропоновано метод багатоступеневого намотування волокон, що забезпечує більш стійке виробництво виробів зі складною геометрією. У роботі [33] для усунення цих недоліків запропоновано оригінальний спосіб контролю радіального збільшення складової обмотки та її щільності. У [1] запропоновано метод багатофіламентного намотування.

Як показано вище, наразі існує доволі велика кількість технологій, що дозволяють отримувати практично будь-які композитні трубчасті вироби діаметром від 20 мм до декількох метрів. Проте існуюче обладнання не дозволяє

виготовляти довгомірні трубчасті вироби заданої структури малого діаметра (менше 20 мм), хоча потреба в них достатньо висока: у різних конструкціях застосовуються трубопроводи з корозійностійких сталей діаметром 7–9 мм, які можна замінити легшими і дешевшими трубками із ПКМ. Композитні трубки діаметром 2–8 мм використовуються як стрижневі елементи ряду фермових конструкцій [184].

Отримання трубчастих виробів малого діаметра з ПКМ можливе методами намотування, пултрузії або 3D-друку. На пултрузійних установках та 3D-принтерах виготовляють трубчасті вироби малого діаметра довільної довжини, що мають переважно односпрямоване армування [109, 189]. Ці вироби мають дуже низькі характеристики при стисканні та зсуві, а також не забезпечують необхідної герметичності, що значно обмежує сферу їхнього застосування. Найбільш високі та стабільні фізико-механічні характеристики досягаються в трубчастих виробах малого діаметра, виготовлених за технологією автоматизованого намотування [152]. При цьому намотування може бути реалізоване періодичним та безперервним способами [153].

При періодичному виробництві трубчастих виробів малого діаметра їхня довжина обмежена величиною напруження зминання торців конструкції під час її знімання з оправки [119]. Крім того, цей спосіб не забезпечує необхідної продуктивності. Тому метод безперервного намотування найбільш доцільний для отримання трубчастих виробів малого діаметра із заданою структурою армування [7]. У роботі [43] запропоновано метод проєктування малокутового автоматизованого намотування квадратних труб з урахуванням умови неперослизання траєкторій намотування. Отримані кінематичні рівняння і закони руху вуха й оправки живлення задовольняють основний принцип намотування і технологічності. Проведено дослідження характеру зміни параметрів руху для різних методів програмування. У роботі [127] розроблена нова кінематична схема обладнання, що забезпечує можливість одночасного циліндричного та спірального намотування стрічки.

У [94] розроблено спеціальну роботизовану головку для намотування. Було вивчено дві альтернативні намотувальні голівки та реалізовано одну із вбудованим контролем натягу нитки. Роботу [151] присвячено дослідженню роботизованого намотування без сердечника. Реалізація методу безперервного намотування для отримання трубчастих виробів малого діаметра із заданою структурою армування можлива на обладнанні, яке використовує секторну оправку, що самоподається [190]. Однак виготовлення багатосекторної оправки для намотування трубчастих виробів малого діаметра, яка б забезпечувала необхідну продуктивність, не можливе через обмеження за міцністю та жорсткості матеріалу сектора і технологічної складності.

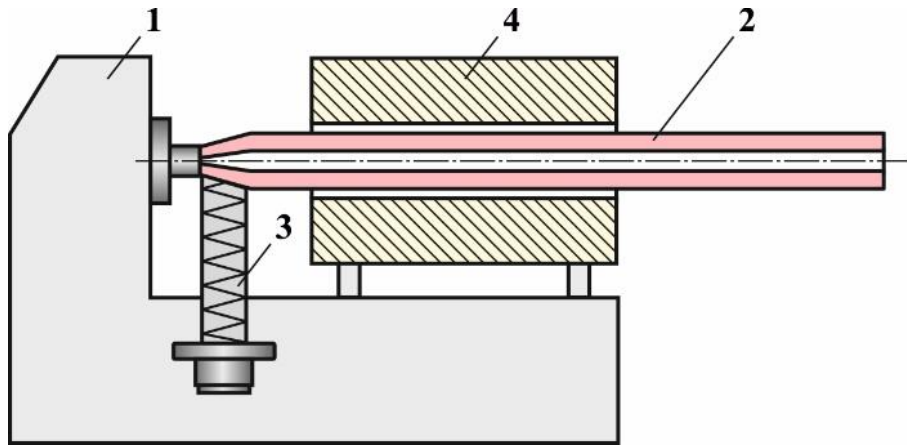


Рисунок 7.1 – Схема установки для намотування трубчастих виробів з ПКМ малого діаметра: 1 – основа з приводним механізмом, 2 – двосекторна оправка, 3 – ниткоукладач, 4 – нагрівач

Реалізувати безперервне намотування трубчастих виробів малого діаметра із заданою структурою армування можливо з використанням вібраційних впливів. Реалізувати безперервне намотування трубчастих виробів малого діаметра із заданою структурою армування при вібраційних впливах можливо за використання розробленої авторами установки (рис. 7.1) та оправки, що складається з двох секторів. Установка складається з основи з приводним механізмом 1, двосекторної оправки 2, ниткоукладача 3 і нагрівача 4.

Працює установка в такий спосіб. Внаслідок обертання оправки 2 здійснюється намотування захисного шару (на рис. 7.1 не показаний) та попередньо просоченого армуючого матеріалу, що утворює тіло трубчастого виробу. Відношення швидкості обертання ниткоукладача та швидкості обертання оправки визначає структуру армування виробу. Осьова подача виробу забезпечується шляхом руху секторів оправки. Температурний режим формування забезпечується нагрівачем 4.

Формотворчим елементом будь-якої намотувальної установки є оправка. З відомих оправок найбільш ефективна секторна оправка, що самоподається, яка складається з шести і більше секторів [190]. Однак виготовити оправку такої конструкції для намотування трубчастих елементів малого діаметра (менше 20 мм) неможливо через обмеження за міцністю матеріалу сектора і технологічні складнощі. Тому в установці для безперервного намотування використовується оправка, що складається з двох секторів, які по черзі здійснюють цикл, що складається з повільного руху вперед і швидкого повернення назад – у вихідне положення.

Одним із головних параметрів, що використовуються під час проектування оправки, є зусилля F , яке витрачається на подолання сил тертя між секторами оправки, а також між сектором та захисним шаром:

$$F = A(2f_1 + \pi f_2), \quad (7.1)$$

де $A = Tl \frac{v_f K \delta \rho}{T_{tex}}$; T – технологічне зусилля натягу нитки; l – довжина ділянки оправки, на якому намотаний виріб; v_f – об’ємний вміст волокон; δ – товщина намотаного виробу; ρ – густина матеріалу виробу; T_{tex} – лінійна густина нитки; f_1, f_2 – коефіцієнти тертя сталі по сталі та сталі по захисному шару відповідно.

Для успішного здійснення процесу намотування потрібно, щоб під час зворотного руху одного з секторів намотуваний виріб завжди залишався на секторі, що подається, який рухається в напрямку подачі. Це можна реалізувати, якщо сила тертя між сектором, що подається, і виробом буде перевищувати силу тертя між сектором, що обертається, і виробом.

Для запобігання прилипання матеріалу виробу, що намотується, до оправки укладають розділовий шар. Таким чином, для успішної роботи двосекторної оправки варто забезпечити зниження сили тертя «рухомий сектор – розділовий шар».

Після збільшення швидкості ковзання коефіцієнт тертя знижується [35]. Це явище і використано для створення намотувальної установки на базі двосекторної оправки (рис. 7.2). Однак реалізація цього принципу пов’язана з труднощами, викликаними великими прискореннями частин оправки, що рухаються. Крім того, залежності коефіцієнта тертя від швидкості ковзання для різних матеріалів, що застосовуються як розділові шари, недостатньо вивчені [165]. Відомо також явище зниження сухого тертя при вібраційному впливі [123], яке і використовується в намотувальній установці з двосекторною оправкою шляхом почергового застосування вібраційної сили до одного із секторів за нерухомого другого сектора.

Сила тертя ковзання в загальному випадку залежить від швидкості ковзання, реальної площі контакту, шорсткості поверхонь, сили взаємодії, температури та інших менш значущих факторів.

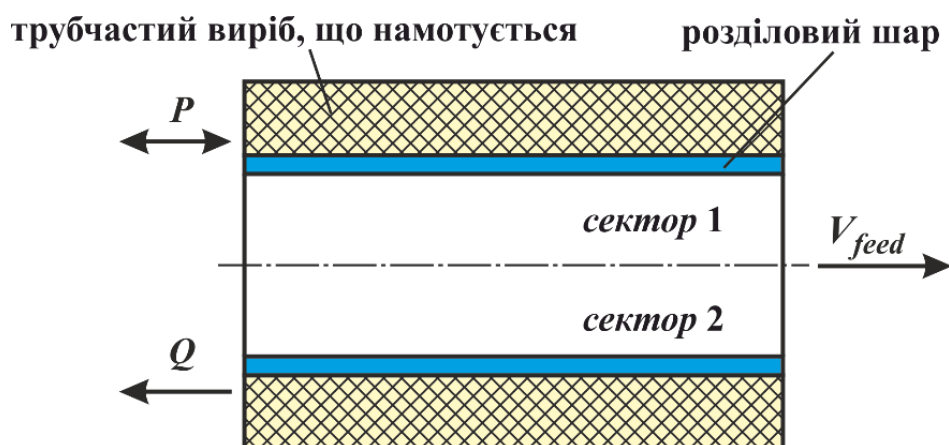


Рисунок 7.2 – Двосекторна оправка, що самоподається

Усі перелічені вище фактори, крім першого, однаково впливають на обидва сектори оправки та їхнє врахування необхідне для оптимізації технологічних режимів. Як випливає із залежності (7.1), сили тертя сталі по сталі від швидкості ковзання, для здійснення процесу намотування швидкість повернення сектора має бути не менше 11.2 м/с.

Одним із головних технологічних параметрів, що визначає якість готового виробу, стабільність його властивостей та продуктивність процесу намотування, є температура формування [49, 170]. На існуючих намотувальних установках найчастіше застосовуються два способи нагрівання: конвекційне нагрівання і нагрівання променистою енергією інфрачервоного діапазону. Обидва способи не забезпечують постійності температури за товщиною виробу, що намотується, оскільки всередині нього знаходиться потужне тепловідведення – оправка. Це призводить до більш інтенсивної полімеризації зовнішніх шарів композитного виробу і перешкоджає видаленню летючих з внутрішніх шарів, внаслідок чого якість виробу погіршується.

Для усунення зазначеного недоліку на установці застосовано індуктивний спосіб нагрівання. Нагрівачем є циліндричний індуктор, усередині якого знаходиться сталева оправка. У процесі роботи установки в оправці наводяться струми, що нагрівають її до заданої температури формування. Таким чином, нагрівання виробу, що формується, здійснюється прямою теплопередачею від оправки. Під час намотування тонкостінних трубчастих виробів такий спосіб нагрівання забезпечує рівномірне поле температур по товщині виробу. У разі намотування товстостінних трубчастих виробів можна застосовувати поєднання індуктивного способу нагрівання, наприклад, із конвективним, нагріваючи виріб, що формується, як зовні, так і зсередини.

Розглянемо рух сектора оправки, коли до нього додано систему зовнішніх сил (рис. 7.2):

- постійна сила Q , спрямована у бік зворотного руху;
- вібраційна сила P , що змінюється за гармонічним законом.

Рівняння руху сектора 2 має такий вигляд:

$$m\ddot{x} = Q \pm F_{fr} + P, \quad (7.2)$$

де m – маса сектора; F_{fr} – сила тертя ковзання, спрямована проти руху сектора

$$F_{fr} = \begin{cases} F_{fr} & \text{якщо } \dot{x} < 0; \\ -F_{fr} & \text{якщо } \dot{x} > 0. \end{cases} \quad (7.3)$$

Як джерело вібрацій з погляду конструктивного виконання найдоцільніше застосовувати механічний двовальний вібратор. У цьому випадку закон зміни вібраційної сили

$$P = p_0 \omega^2 \sin \omega t, \quad (7.4)$$

де $p_0 \omega^2$ – амплітуда вібраційної сили; ω – частота.

Інтегральною характеристикою описуваного процесу є середня потужність вібраційної дії N_{md} . Оскільки в цьому випадку рух має сталий характер, потужність визначається в проміжку часу t :

$$N_{md} = \frac{P_{md} S}{T}, \quad (7.5)$$

де T – період вібродії

$$T = \frac{2\pi}{\omega}, \quad (7.6)$$

де S – переміщення сектора за проміжок часу t ; P_{md} – середнє значення вібраційної сили

$$P_{md} = \int_T [p_0 \omega^2 \sin \omega t] dt, \quad (7.7)$$

або

$$P_{md} = \frac{4\pi}{\omega} p_0 \omega^2. \quad (7.8)$$

Для визначення залежності середньої потужності вібратора від частоти вібраційної сили, її амплітуди та постійної сили отримано розв'язок рівняння (7.2). Розглянемо оправку діаметром 10 мм та довжиною 1 м, на яку намотано склопластиковий трубчастий виріб товщиною 1 мм. Співвідношення поздовжніх та поперечних волокон 1 : 2. На рисунках 7.3 і 7.4 показані отримані залежності середньої потужності від частоти та амплітуди вібраційної та постійної сили.

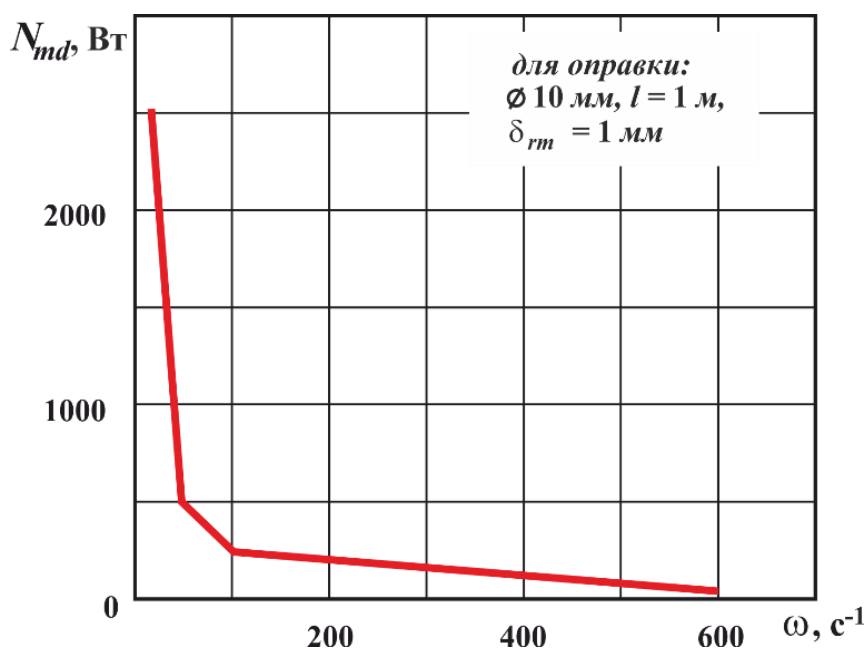


Рисунок 7.3 – Залежність середньої потужності від частоти вібродії для оправки

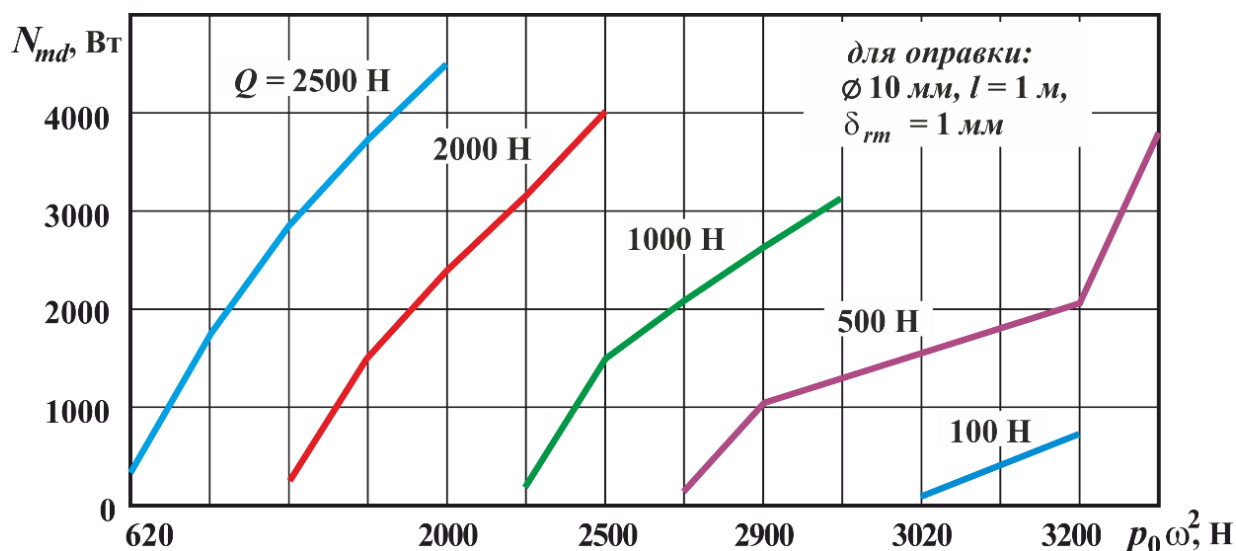


Рисунок 7.4 – Залежність середньої потужності вібраційного впливу від амплітуди вібраційної та постійної сили

З наведених залежностей випливає, що мінімальне значення середньої потужності вібровпливу, що підводиться до оправки $N_{md} = 200 \text{ Вт}$, досягається при значеннях $p_0 \omega^2 = 3020 \text{ Н}$, $\omega = 50 \text{ с}^{-1}$, $Q = 100 \text{ Н}$.

Варто зазначити, що використання вібраційного впливу дозволяє не тільки реалізувати намотування таких конструкцій, але й підвищує продуктивність та якість трубчастих виробів, що виготовляються. Це пояснюється тим, що під час впливу вібрації на композитний виріб, що формується, покращується якість просочення армуючого матеріалу й інтенсифікується процес полімеризації сполучного.

7.2 Автоматизація безперервного намотування трубчастих деталей

Застосування склопластикових композиційних матеріалів для виготовлення трубопроводів у складі інфраструктури нафтогазової та хімічної промисловості, а також комунального господарства значною мірою вирішує проблеми їхньої експлуатації та обслуговування [12, 31, 106]. Технологія намотування волоконних труб є прогресивним способом виробництва з високим ступенем автоматизації [17, 118, 127].

Під час проєктування конструкції виробу необхідно враховувати комплексний вплив технологічних параметрів гвинтового намотування на жорстку оправку або безперервного намотування на живильну оправку [32]. Наприклад, для контролю об'ємного заповнення конструкції важливо забезпечити необхідний натяг фібри шляхом укладання поперечних шарів [117, 41]. Натяги поверхневого та внутрішнього шарів можуть суттєво відрізнитися через гвинтове намотування, що призводить до відхилень напружено-деформованого стану від розрахункових значень [100].

Гвинтова намотка створює зони розвороту з порушеною структурою матеріалу, а суцільна намотка забезпечує постійну структуру виробу по всій довжині. Автоматизація процесу намотування визначається типом системи намотування, що використовується, наприклад, на базі токарного [42, 58] або роботизованого обладнання [9, 149]. Актуальним є створення спеціалізованого обладнання з безперервним осьовим переміщенням ранового виробу. Таке обладнання повинно забезпечувати комплексне виконання всіх процесів створення виробу, наприклад, укладання допоміжних матеріалів і функціональних шарів, формування основного конструктивного шару із заданою структурою [173, 120]. Для управління обладнанням використовуються різні типи загальнопромислових і спеціалізованих систем керування [45, 148].

Таким чином, автоматизоване керування процесом безперервної намотування трубопроводів є актуальною науково-виробничою проблемою. У цій роботі подано дослідження моделі формування армованої волокном конструкції трубопроводу, обладнання, що використовується для безперервного змотування трубопроводу, програмне керування цим процесом, а також впровадження такої технології у виробництво.

Для забезпечення міцності і герметичності трубопроводів в нафтогазовій і хімічній промисловості, а також комунальному господарстві необхідно сформувати певну структуру поперечного перерізу труби. Для вирішення проблеми транспортування води, нафтопродуктів і агресивних рідин під високим тиском необхідно, щоб у поперечному перерізі труби було утворено як мінімум два шари – ущільнювальний і структурний (рис. 7.5).

Ущільнювальний шар утворюється шляхом накладання на оправку ущільнювальної стрічки. Для формування структурного шару в роботі запропоновано метод безперервної косошарової поздовжньо-поперечної намотки. Схема розташування ниток структурного шару наведена на рисунку 7.6. У розглянутому способі на оправку намотують два типи ниток із суттєво різними кутовими орієнтаціями відносно осі.

У розглянутому процесі нитки поперечної орієнтації з номером m (рис. 7.6, поз. 1) розташовані перпендикулярно до осі оправки. Нитки з поздовжньою орієнтацією (рис. 7.6, поз. 2) розташовані під невеликим кутом до поздовжньої осі мандрену (α). Нитки поздовжньої арматури подаються в зону намотування у вигляді потоку, сформованого на допоміжних нитках (рис. 7.6, поз. 3). Ширина цієї наливної лінії визначає розмір основи укладання (L). Кількість ниток поздовжньої арматури, що подається в зону намотування, залежить від швидкості обертання укладальника за допомогою обертання укладальника (рис. 7.6, поз. 4). Оправка (рис. 7.6, поз. 5) забезпечує безперервне переміщення намотаної труби з подачею F за кожен оберт оправки.

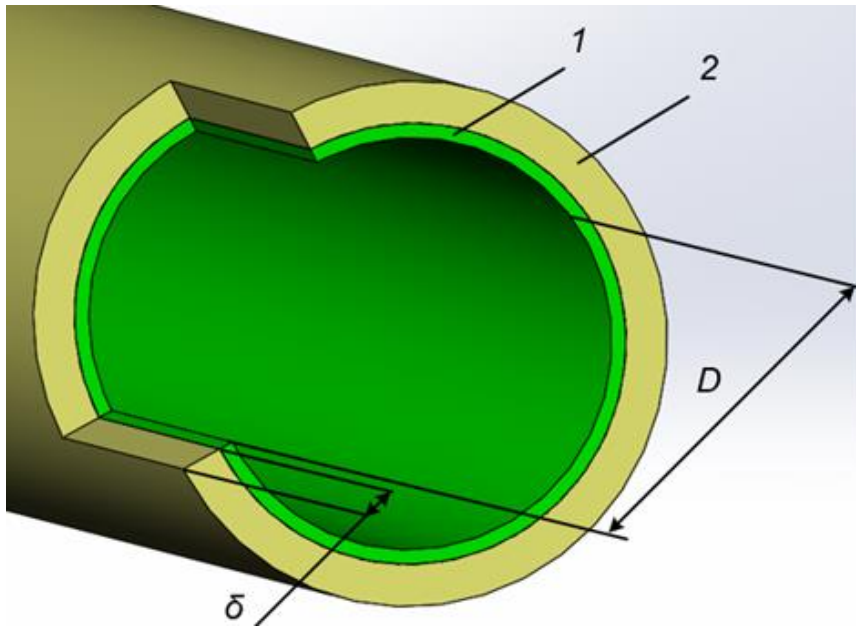


Рисунок 7.5 – Структура поперечного перерізу труби:
 1 – герметизуючий шар; 2 – структурний шар

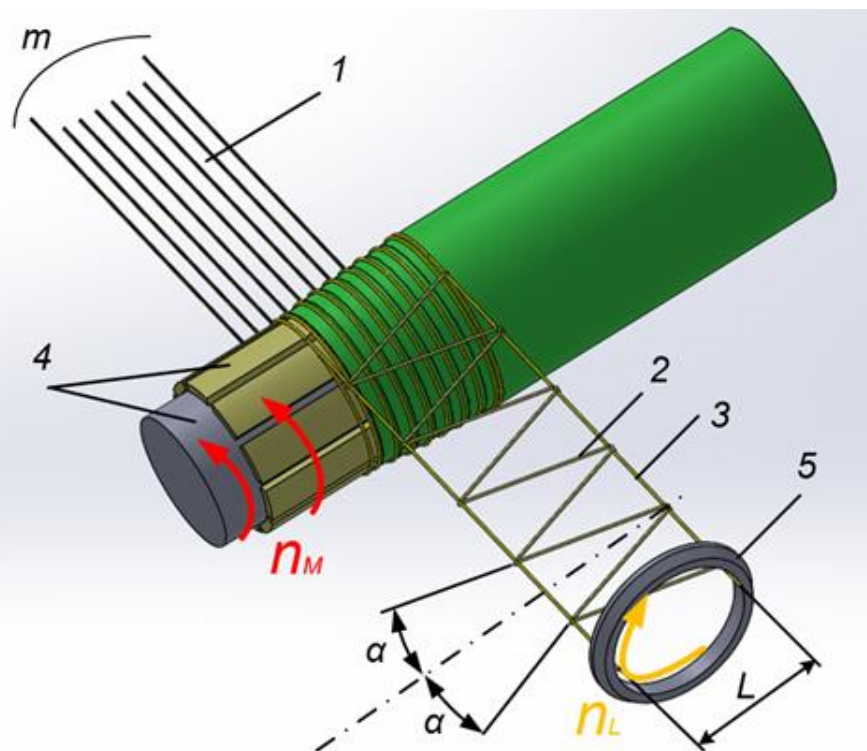


Рисунок 7.6 – Схема укладання ниток: 1 – нитки поперечного армування;
 2 – нитки поздовжнього армування; 3 – допоміжні нитки; 4 – поздовжній
 укладач ниток; 5 – оправка

Схема розташування армуючих шарів по товщині труби показана на рисунку 7.7. За такої схеми укладання товщина стінки труби δ утворюється кількома шарами, розташованими під кутом до осі труби.

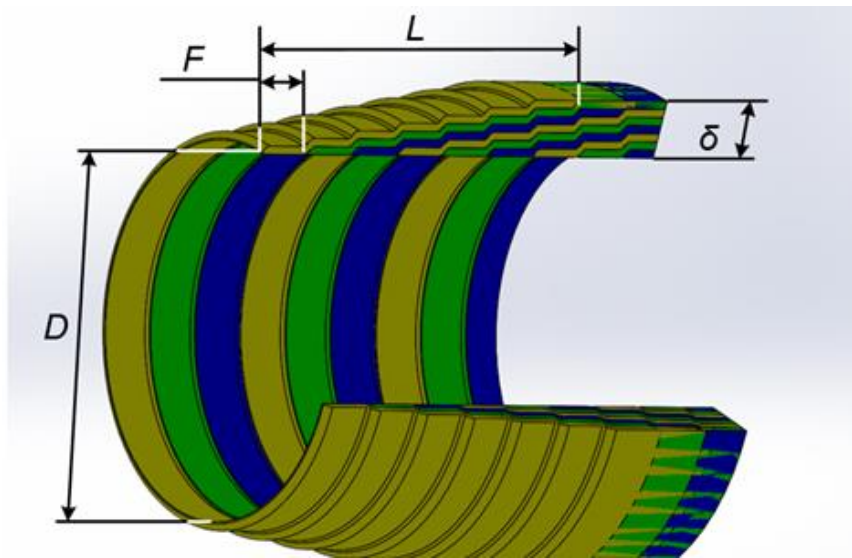


Рисунок 7.7 – Схема розташування шарів армування по товщині стінки

Кут укладання шарів визначається співвідношенням основи укладання L і товщини стінки δ намотаної труби. Під час кожного оберту оправки утворюється моношар із заданою структурою армування. Кожен наступний моношар зміщується відносно попереднього на величину поздовжньої подачі F вздовж оправки. Розглянутий процес намотування теоретично утворює нескінченну трубу, але в фактичному процесі виробництва трубу розрізають на секції кінцевої довжини. Для з'єднання труб на заданих ділянках необхідно сформулювати потовщення стінки труби. Варіювання подачі F дозволяє регулювати товщину стінки труби за збереження структури армуючих волокон. Цей фактор дає можливість безперервним способом виготовляти склоармовані труби з потовщеними стінками. Від розташування армуючих волокон залежать механічні характеристики матеріалу труби. Коефіцієнт анізотропії k визначає відмінності в продуктивності в поздовжньому і поперечному напрямках. За однакової лінійної щільності поперечних і поздовжніх волокон коефіцієнт анізотропії k дорівнює відношенню їхніх об'ємів і визначається за рівнянням:

$$k = \frac{m}{m_L}, \quad (7.9)$$

де m , m_L – відповідно кількість філаментів у поперечному та поздовжньому напрямках у моношарі.

Кількість поздовжніх ниток армування в моношарі m_L залежить від ефективного діаметра намотування на оправці D_M , довжини основи намотування L і визначається за рівнянням:

$$m_L = \frac{2L}{\pi D_M} \cdot \frac{n_L}{n_M}, \quad (7.10)$$

де n_L/n_M – відношення числа обертів шару поздовжньої арматури на один оберт оправки.

Використовуючи рівняння (7.10), виразимо коефіцієнт анізотропії через технологічні параметри, характерні для методу безперервної косої поздовжньо-поперечної намотки:

$$k = m \cdot \frac{\pi D_M}{2L} \cdot \frac{n_M}{n_L}. \quad (7.11)$$

Коефіцієнт k підбирається виходячи з умов експлуатації труби і необхідних механічних характеристик. Процес укладання поздовжніх ниток передбачає їхнє розташування під невеликим кутом α до осі оправки (рис. 7.6). Запишемо рівняння, що зв'язують цей кут із технологічними параметрами зони намотування:

$$\cos^2 \alpha = \frac{L^2}{L^2 + \left(\frac{\pi D_M}{2}\right)^2 \cdot \left(\frac{n_M}{n_L}\right)^2}, \quad \sin^2 \alpha = \frac{\left(\frac{\pi D_M}{2}\right)^2 \cdot \left(\frac{n_M}{n_L}\right)^2}{L^2 + \left(\frac{\pi D_M}{2}\right)^2 \cdot \left(\frac{n_M}{n_L}\right)^2}, \quad (7.12)$$

Далі візьмемо

$$a = \left(\frac{\pi D_M}{2L}\right)^2, \quad b = \left(\frac{n_M}{n_L}\right)^2. \quad (7.13)$$

Звідки отримаємо,

$$\cos^2 \alpha = \frac{1}{1+ab}, \quad \sin^2 \alpha = \frac{ab}{1+ab}, \quad k = m\sqrt{ab}. \quad (7.14)$$

І остаточно

$$\frac{n_L}{n_M} = m \cdot \frac{\sqrt{a}}{k}. \quad (7.15)$$

Стійкість конструкції стінки визначається постійністю цього співвідношення по всій довжині намотаної труби. Таким чином, для реалізації процесу безперервної косошарової поздовжньо-поперечної намотки обладнання та система керування повинні забезпечувати задане співвідношення n_L/n_M . Для реалізації безперервного процесу намотування необхідно спільно реалізувати декілька процесів: обертання та поздовжнє переміщення намотуваного виробу; намотування ущільнювальної стрічки; звивисті поздовжні і поперечні волокна. Загальна схема обладнання безперервної намотування трубопроводу наведена на рисунку 7.8.

Обертання та поздовжнє переміщення виробу забезпечується за допомогою багатосекторної оправки, що самоподається, схема привода якої наведена на рисунку 7.9. Оправка становить механізм, що складається з центрального корпусу (рис. 7.9, поз. 1) система секторів (рис. 7.9, поз. 2), які можуть переміщатися вздовж осі дорна на обмежену величину (K_n). Привід М1 забезпечує основний формувальний рух – обертання оправки. Рух усіх інших органів пов'язаний з обертанням мандрену в різних співвідношеннях.

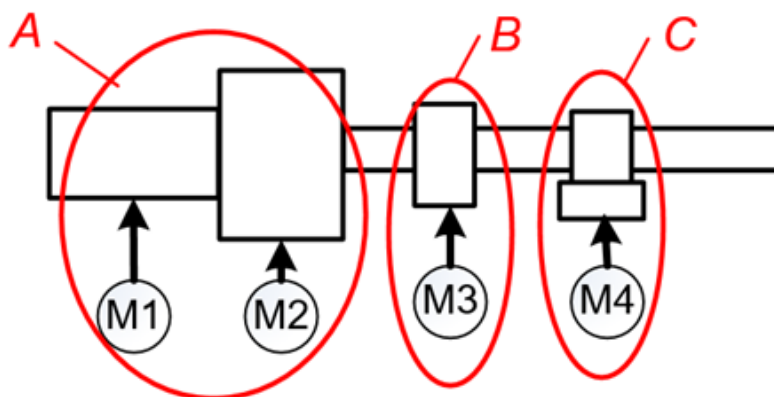


Рисунок 7.8 – Схема обладнання безперервного намотування трубопроводу: *A* – привід оправки з саможивленням; *B* – привід укладача ущільнювального шару; *C* – привід для укладання конструктивного шару

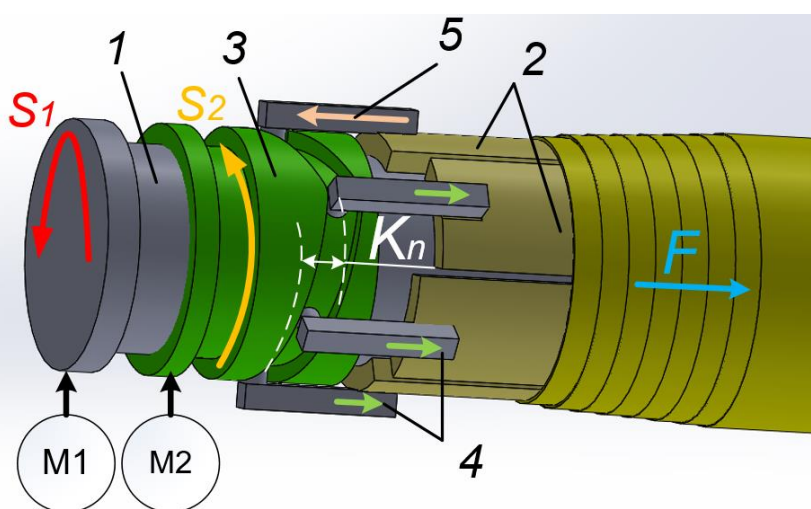


Рисунок 7.9 – Схема привода оправки, що самоподається

Поздовжнє переміщення виробу (F) забезпечується зворотно-поступальним рухом секторів оправки, водночас більшість секторів рухається в напрямку подачі (рис. 7.9, поз. 4), а менша частина – у зворотному напрямку (рис. 7.9, поз. 5). Цей рух задається спеціальним копіром (рис. 7.9, поз. 3) з приводом M_2 . Поздовжній потік труби відповідає продуктивності обладнання і визначається за рівнянням

$$F_n = S_1 \cdot F, \quad (7.16)$$

де F_n – поздовжня подача труби, мм/хв; S_1 – швидкість обертання дорна, об/хв; F – подача труби на оберт, мм/хв.

Поздовжня подача труби формується завдяки різниці швидкостей обертання оправки і копіра:

$$F_n = (S_1 - S_2) \cdot K_n, \quad (7.17)$$

де S_2 – швидкість обертання копіювального пристрою, об/хв; K_n – крок копіювального пристрою, мм/об.

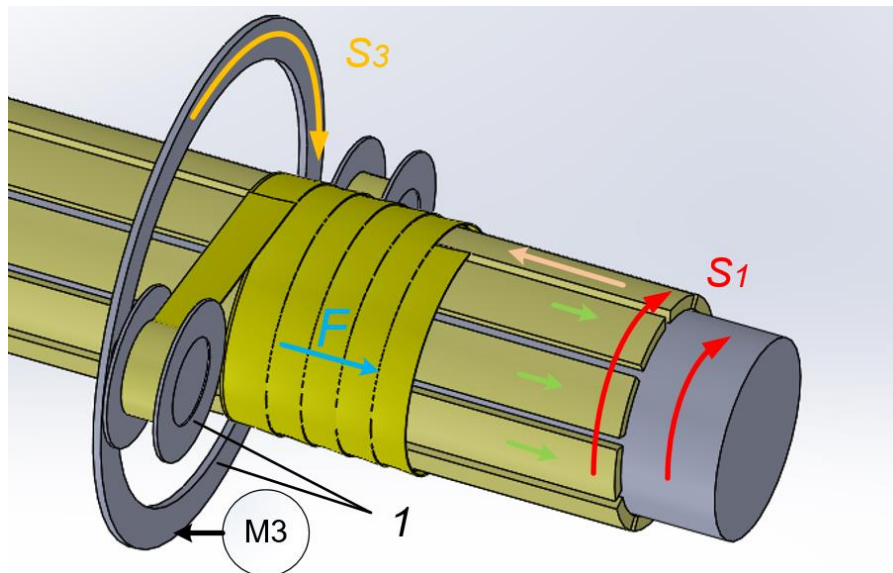


Рисунок 7.10 – Схема привода укладача для герметизуючого шару

Крок копіра K_n відповідає подачі за один оберт відносно оправки. З рівнянь (7.16) і (7.17) отримаємо швидкість обертання копіювального апарату S_2 , яка забезпечує задану поздовжню подачу F залежно від швидкості обертання оправки:

$$S_2 = \left(1 - \frac{F}{K_n}\right) \cdot S_1. \quad (7.18)$$

На відміну від структурного шару, який утворюється шляхом намотування волокон, герметизуючий шар формується шляхом намотування спеціальної стрічки на поверхню оправки. Схема привода укладача ущільнювального шару наведена на рисунку 7.10. Привід МЗ забезпечує обертання укладача ущільнювального шару (рис. 7.10, поз. 1). Швидкість обертання укладача відносно оправки повинна забезпечувати заданий крок укладання герметизуючого шару F_{SL} і забезпечувати продуктивність намотування шару, що відповідає загальному процесу:

$$F_n = S_{SL} \cdot F_{SL}, \quad (7.19)$$

де S_{SL} – відносна швидкість обертання, об/хв.

Використовуючи рівняння (7.16) і (7.19), отримаємо рівняння

$$S_{SL} = \left(\frac{F}{F_{SL}}\right) \cdot S_1. \quad (7.20)$$

Відносна швидкість обертання S_{SL} укладальника є різницею між швидкістю обертання оправки та швидкістю обертання герметизуючого шару укладальника:

$$S_{SL} = S_1 - S_3, \quad (7.21)$$

отже

$$S_3 = \left(1 - \frac{F}{F_{SL}}\right) \cdot S_1. \quad (7.22)$$

Основний структурний шар формується методом безперервного косоного поздовжньо-поперечного намотування волокна. Основні зв'язки між технологічними параметрами були детально розглянуті в попередньому розділі. Для здійснення намотування волокна за схемою, наведеною на рисунку 7.6, до складу обладнання входить привід М4. Він забезпечує обертання укладача волокон поздовжньої арматури. Швидкість обертання укладальника задається через параметр передавального відношення обертання укладальника до швидкості обертання оправки при заданні параметрів технологічного процесу намотування та з урахуванням (7.15), визначається рівнянням:

$$S_4 = \left(\frac{n_L}{n_M}\right) \cdot S_1 = m \cdot \frac{\sqrt{a}}{k} \cdot S_1. \quad (7.23)$$

Таким чином, розглянуто кінематичні схеми приводів установки безперервного намотування труб і визначено параметри руху кожного привода залежно від основного руху – обертання дорна. Це дає можливість формувати вихідні дані для узгодженого керування чотирма приводами, що забезпечують: обертання оправки зі швидкістю S_1 ; постійний рух намотаної труби з кормом вперед F ; намотування стрічки герметизуючого шару з F_{SL} подачею; намотування основного конструктивного шару на основу L , що забезпечує товщину стінки δ .

Одна з можливих схем керування безперервною намоткою труб наведена на рисунку 7.11. Початкова інформація у вигляді набору параметрів для встановлення режимів руху пристроїв, що беруть участь у формуванні конструкції труби, передається в ЧПК у вигляді файлу, сумісного з кодом G. Для експериментального дослідження автори використовують дворівневу систему ЧПК [80, 193], у якій інтерпретація коду та інтерполяція руху розподілені між двома комп'ютерами. «Інтерпретатор» перетворює дані та генерує «машинний код» у зручному для керування обладнанням форматі, який не потребує режиму реального часу.

«Інтерполятор» і «Регулятор» працюють у режимі реального часу та мають різні частоти, щоб усунути «інформаційний голод». Зміни положення та швидкості передаються «Інтерполятором» на «Регулятор» у звичайному режимі для кожного циклу керування. Розглянута в попередніх розділах логіка взаємозв'язку рухів усіх пристроїв, які беруть участь у намотуванні, передбачає, що в структурі машини самостійним є лише один пристрій – привід оправки. Усі інші типи пристроїв, такі як копіювальний апарат, укладальник ущільнювального шару та укладальник поздовжнього армованого волокна, є осями цього з'єднаного керування.

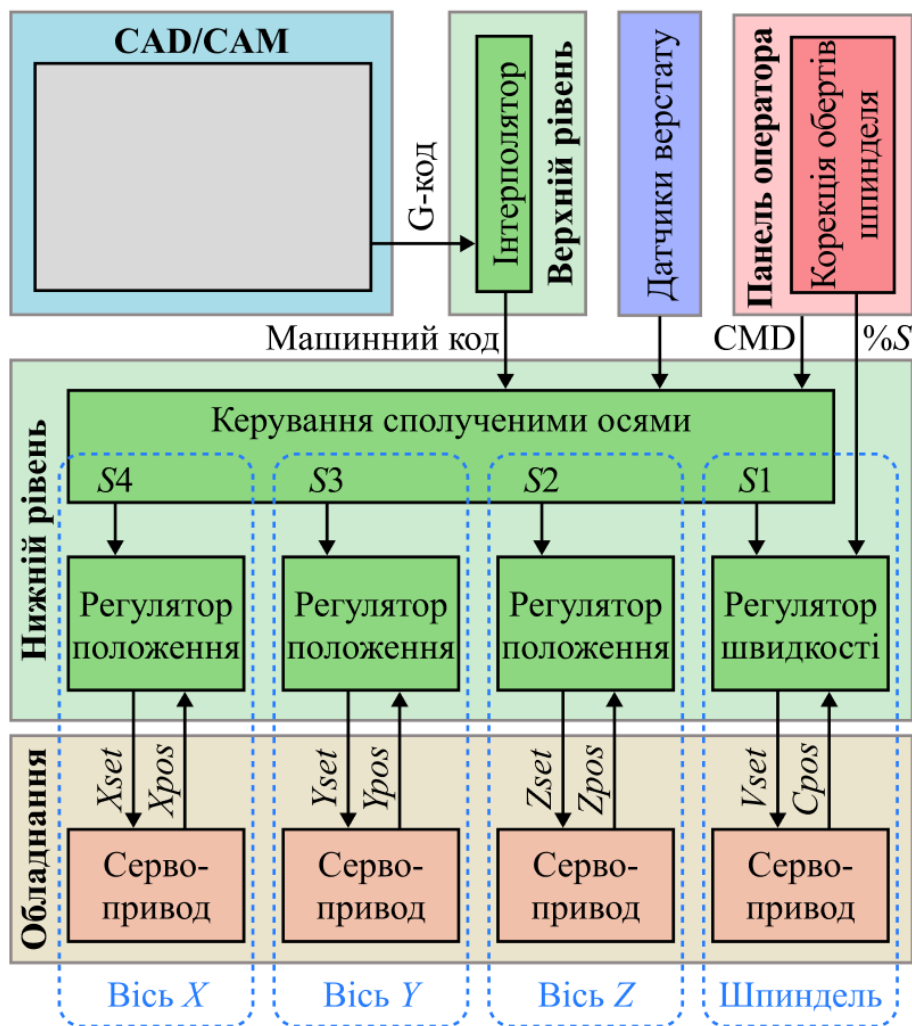


Рисунок 7.11 – Організація управління намотуванням

Відповідно, під час налаштування системи керування оправка визначається як головний шпиндель, а всі інші пристрої визначаються як сполучені осі керування з власними функціями зв'язку та набором параметрів і адрес для їхнього програмування.

Варто зазначити, що всі ведені пристрої управляються в режимі позиційного контролю з відстеженням руху оправки. Така схема управління гарантує стабільне відтворення заданої конструкції армування. Вище відзначалась необхідність потовщення стіни в окремих місцях, що може знадобитися для подальшого з'єднання труб або установки кріпильних елементів під час монтажу трубопроводу. Система програмування обладнання для кожного пристрою передбачає як мінімум два режими роботи – основний і додатковий.

Швидкість обертання оправки S_1 програмується як основний рух за адресою S , а подача труби вздовж оправки програмується за адресою F . Нижче наведено список програми (рис. 7.12), розробленої для дворежимної намотки трубопроводу. Основний режим задає параметри намотування звичайної ділянки труби, а додатковий — параметри для отримання більш товстої стінки:

```

%
/ Труба-100-3,4-...
/ БАЗОВИЙ РЕЖИМ НАМОТУВАННЯ
S20 / Швидкість обертання оправки об/хв
F5.2 / Подача труби, мм/об
FLAYER = 25 / Крок укладання герметизуючого шару, мм/об
NY1OPR = 9,52 / Передавальне число укладальника поздовжньої арматури
/ ДОДАТКОВИЙ РЕЖИМ НАМОТУВАННЯ
S_D = 20 / Швидкість обертання оправки, об/хв
F_D = 2,5 / Подача труби, мм/об
FLAYER_D = 25 / Крок укладання герметизуючого шару, мм/об
NY1OPR_D = 9.52 / Передавальне число ПЕРШОГО укладальника
поздовжньої арматури
m30
%
```

Рисунок 7.12 – Лістинг програми для дворежимної намотки трубопроводу

Застосовувана система керування забезпечує активацію налаштувань параметрів намотування після завантаження програми на виконання. Сам процес намотування та зміна або регулювання його режимів здійснюються після отримання відповідних команд CMD, що надходять з пульта оператора або датчиків машини (рис. 7.11). На рисунку 7.13 наведено зразок труби з потовщеною ділянкою, виготовленою за наведеною програмою.

Розроблені схеми та алгоритми реалізовані в серії установок для безперервного намотування труб типорозмірів 20–100 мм, 100–300 мм, 300–800 мм (рис. 7.14–7.16). Формування конструкції труби показано на рисунку 7.14.



Рисунок 7.13 – Ділянка потовщення стінки труби, армованої волокном



Рисунок 7.14 – Обладнання для безперервного змотування труб типорозміру $\varnothing 300\text{--}800$ мм

Використання зазначеного вище автоматизованого обладнання дозволяє безперервно виготовляти труби з оптимальною структурою армування та потовщення для стиків. У цьому випадку структура потовщення подібна на структуру штатної частини труби, що особливо важливо для труб з високим навантаженням.

На рисунках 7.16 та 7.17 показані труби діаметром 25 і 80 мм, виготовлені для облаштування газових і геотермальних свердловин.



Рисунок 7.15 – Формування конструкції труби



Рисунок 7.16 – Склопластикові труби $\varnothing 80$ мм
для геотермальних свердловин



Рисунок 7.17 – Склопластикові труби $\varnothing 25$ мм
для газової свердловини

7.3 Автоматизоване виробництво криволінійних елементів трубопроводів із композиційних матеріалів

Матеріали попереднього розділу стосувались прямих ділянок трубопроводів. Основним функціональним призначенням трубопроводів є транспортування робочого тіла (рідини). Робоче тіло може транспортуватися під високим тиском і бути хімічно активним або агресивним (кислоти, луги, розчини солей).

До трубопроводів висуваються вимоги щодо забезпечення міцності, герметичності, мінімального опору і корозійної стійкості. Забезпечення мінімального опору передбачає необхідність формування гладкої внутрішньої поверхні трубопроводів, включаючи їхні фасонні частини (відводи, трійники). Міцність визначається передусім структурою укладання волокна. Здатність матеріалу трубопроводу зберігати герметичність забезпечується структурою формування шарів із різним наповненням сполучною речовиною. Необхідність виконання з'єднань і їхньої герметизації передбачає формування внутрішніх стикових поверхонь відводів заданої геометрії, таких як конічні і різьбові частини. Корозійна стійкість забезпечується застосуванням відповідних сполучних речовин.

Виготовлення фасонних частин трубопроводів (відводів) способом формування виробу від внутрішньої поверхні дозволяє задовольнити перелічені вимоги. Цей спосіб можна реалізувати намотуванням попередньо просоченої стрічки на розбірну оправку без використання лейнера, що спрощує технологічне оснащення для виробництва відводів. Водночас геометричні характеристики зовнішньої поверхні оправки одержить внутрішня поверхня виробу, що виготовляється. Намотування попередньо просоченої стрічки спрощує вирішення завдання формування необхідної структури укладання волокна і структури шарів, що забезпечують герметичність. Стабільність міцності істотно залежить від стабільності процесу укладання армуючих волокон, що реалізується застосуванням автоматизованих технологічних систем виробництва.

Для створення кінематичної схеми установки намотування відводів потрібно визначити переміщення робочих органів, що необхідні для виготовлення таких деталей. При програмному управлінні обладнанням прийнято розглядати переміщення інструменту відносно деталі, що виготовляється, незалежно від фактичних переміщень елементів конструкції верстата. Як інструмент в установці намотування відводу розглядається стрічка. Отже, при управлінні установкою необхідно розглядати переміщення намотувального вузла зі стрічкою відносно оправки.

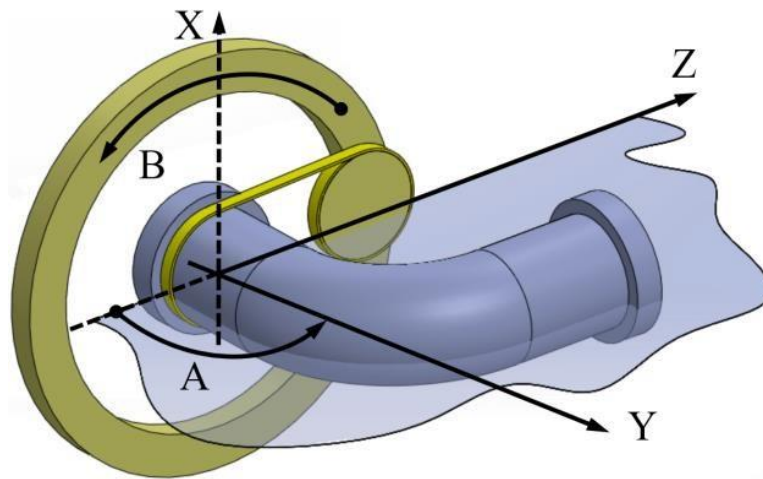


Рисунок 7.18 – Розташування осей кінематичних переміщень органів установки

Для створюваної установки запропоновано використовувати кінематичну схему, у якій система координат побудована на базі стандарту DIN66217. У програмному керуванні з шести базових осей використовуються осі A , Y , B (рис. 7.18).

Вісь Y відповідає лінійному переміщенню укладальника, є позиційною і програмується в мм. Фізично рух по осі Y реалізується лінійним переміщенням оправки, закріпленої на рухомій платформі, відносно укладальника.

Поворотна вісь A відповідає зміні куткового положення укладальника, є позиційною і програмується в градусах. Фізично рух по осі A реалізується поворотом оправки, закріпленої на рухомій платформі, відносно укладальника.

Поворотна вісь B відповідає зміні куткового положення вузла укладальника. Програмується в режимах задання швидкості обертання в обертах за хвилину або положення в градусах. Фізично рух по осі B реалізується за допомогою обертання порожнистої осі, закріпленої на нерухомій частині корпусу установки.

Вісь Z не бере участі у програмному керуванні і забезпечує позиціонування оправки при налагодженні установки. Фізично рух по осі Z реалізується вручну за допомогою регульовального гвинта.

Під час програмування та в процесі виготовлення деталі використовується декілька характерних точок, зокрема точки, що визначають початкове положення різних систем координат. Характерні точки, що застосовуються у запропонованій установці, показані на рисунку 7.19.

Нуль верстата визначає положення системи координат верстата (далі – СКВ). Нуль деталі визначає систему координат деталі (далі – СКД). Точка прив'язки інструменту (далі – ТПІ) або нуль інструменту (далі – N) визначає точку інструменту, що переміщується по траєкторії обробки (намотування). Точки задаються в процесі налагодження на конкретний типорозмір відводу.

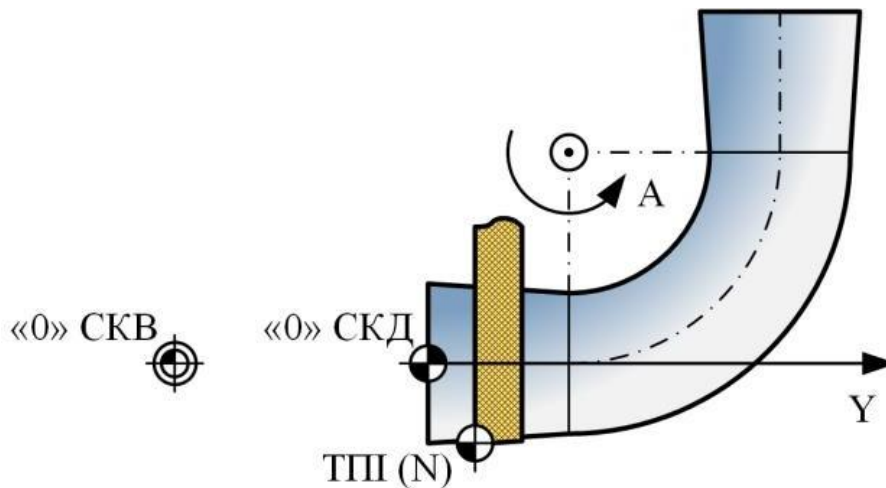


Рисунок 7.19 – Характерні точки запропонованої установки

СКВ – це система координат, задана відносно апаратно-залежної точки відповідно до кінематичної схеми верстата. Положення нуля верстатної системи координат визначається положенням «нульового» кінцевого вимикача і сигналом «нуль-мітки» датчика положення для кожної позиційно-керованої осі. Для установки намотування відводів нуль осі визначається для осей поздовжнього (вісь Y) і поворотного (вісь A) переміщення оправки. Для осі обертання намотувального вузла (вісь Y) нуль системи координат не задається. СКВ застосовується для забезпечення повторюваності позиціонування після вимкнення та ввімкнення електроживлення установки.

СКД – це система координат, яка не залежить від геометрії верстата і пов'язана з геометрією деталі, що виготовляється. Усі програмні переміщення задаються в СКД. Для зручності налагодження, монтажу оправки і зняття готового виробу рекомендується застосовувати прив'язку СКД відповідно до схеми, наведеної на рисунку 7.19. За такого розташування СКД програмування всіх переміщень здійснюється із заданням позитивних значень позиціонування.

Усі переміщення, незалежно від способу реалізації, програмуються як рух інструменту (стрічки) відносно деталі, що виготовляється. Разом із тим зазвичай не враховуються геометричні параметри інструменту. Переміщення задаються для ТПІ, однозначно пов'язаної з геометрією інструменту. Як ТПІ розглядатимемо точку перетину зовнішньої твірної контуру відводу і лівого краю стрічки (рис. 7.19).

Кутовий відвід становить деталь, що має циліндричні або конічні кінцеві ділянки, з'єднані тороїдальною центральною ділянкою. Для циліндричного намотування на циліндричній або тороїдальній ділянці відводу (рис. 7.20, *a, б*) необхідно програмувати переміщення тільки по осі B . Це обумовлює необхідність задання кутової величини переміщення укладальника, що забезпечує формування намотування таким способом.

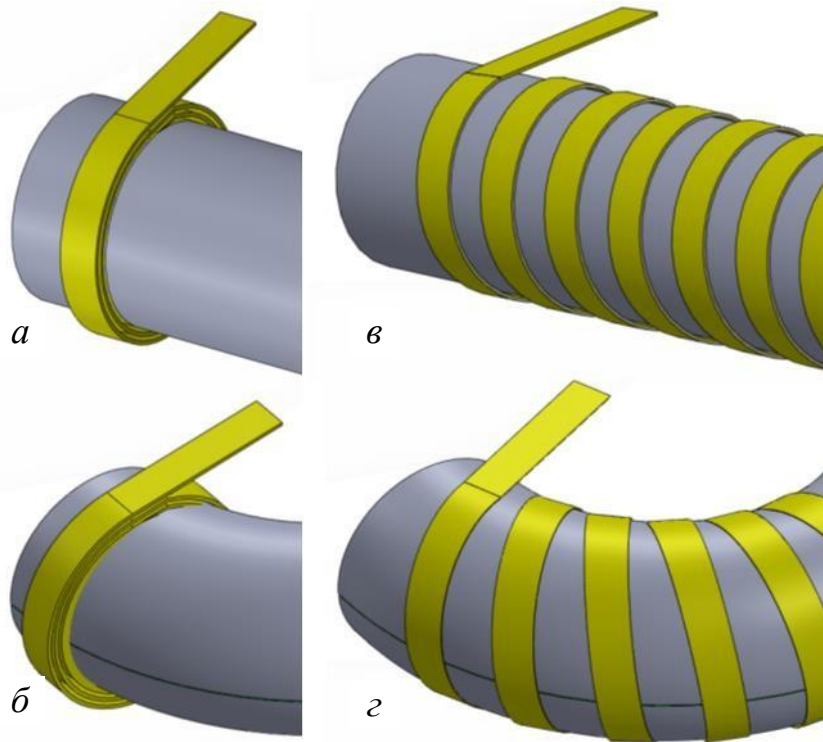


Рисунок 7.20 – Типові способи намотування стрічки

Основним способом формування конструкції відводу є спіральне намотування стрічки (рис. 7.20, в, г). Відповідно до схеми установки укладання матеріалу на таких ділянках можна задати шляхом програмування синхронного переміщення оправки уздовж своєї осі й укладальника навколо осі оправки. Це можна забезпечити заданням в одному кадрі програми переміщень по осях Y і B на циліндричній ділянці або по осях A і B на тороїдальній ділянці.

При спіральному намотуванні стрічки переміщення по осі B може бути задано в явній формі величиною кутового переміщення укладальника. Але такий спосіб задання ускладнює програмування і виключає можливість корегування кроку укладання.

З технологічного погляду програмування руху укладальника осі B має задаватися в обертах за хвилину і забезпечувати можливість корегування швидкості залежно від протікання процесу укладання стрічки на поверхню відводу. Переміщення оправки вздовж осі в цьому випадку доцільно задавати програмуванням величини кроку укладання стрічки на оберт укладальника. При цьому має бути забезпечена можливість корегування кроку в процесі намотування без зміни керуючої програми.

Такий спосіб виконання операцій намотування неможливо реалізувати стандартними засобами існуючих систем ЧПК. Реалізація такого способу вимагає розробки спеціального алгоритму непрямой лінійної інтерполяції, за якої переміщення вздовж осей відводу повинно призводити до синхронного обертання укладальника.

При цьому швидкості переміщення органів визначаються швидкістю обертання укладальника з урахуванням заданого кроку укладання. Для цього алгоритм непрямої лінійної інтерполяції повинен забезпечувати виконання таких вимог.

Рух осі укладальника повинен задаватися значенням швидкості в обертах за хвилину. Для забезпечення стабільності відтворення укладання стрічки вісь укладальника повинна керуватись як позиційна інтерпольована вісь. Повинна забезпечуватись можливість корекції кроку укладання і швидкості обертання укладальника в процесі виконання керуючої програми. Для операції циліндричного намотування має бути передбачена можливість програмування положення осі B в градусах.

На рисунку 7.21 наведено приклад виконання непрямої лінійної інтерполяції кадру керуючої програми

$$G_i Y\{Y_K\}F\{f\}S\{s\},$$

де $\{Y_K\}$ – координата кінця кадру, мм; $\{f\}$ – крок укладання стрічки, мм/об; $\{s\}$ – швидкість укладальника, об/хв.

Алгоритм повинен забезпечувати обчислення кінцевого положення укладальника:

$$B_K = B_0 + \frac{360 \cdot (Y_K - Y_0)}{f},$$

де B_0 та Y_0 – координати початкової точки ділянки намотування; B_K і Y_K – координати кінцевої точки ділянки намотування; f – крок укладання стрічки.

Під час корегування кроку укладання в довільній точці виконання кадру алгоритм повинен перерахувати шлях по осі B , що залишився до кінця кадру:

$$B_{K\%F} = B_i + \frac{360 \cdot (Y_K - Y_i)}{f \cdot \%F},$$

де B_i та Y_i – координати точки корегування кроку укладання; $\%F$ – коефіцієнт корегування кроку укладання.

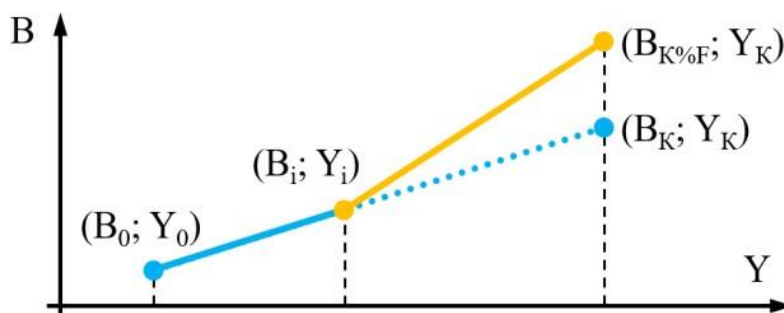


Рисунок 7.21 – Приклад виконання непрямої лінійної інтерполяції кадру $G_i Y\{Y_K\}F\{f\}S\{s\}$

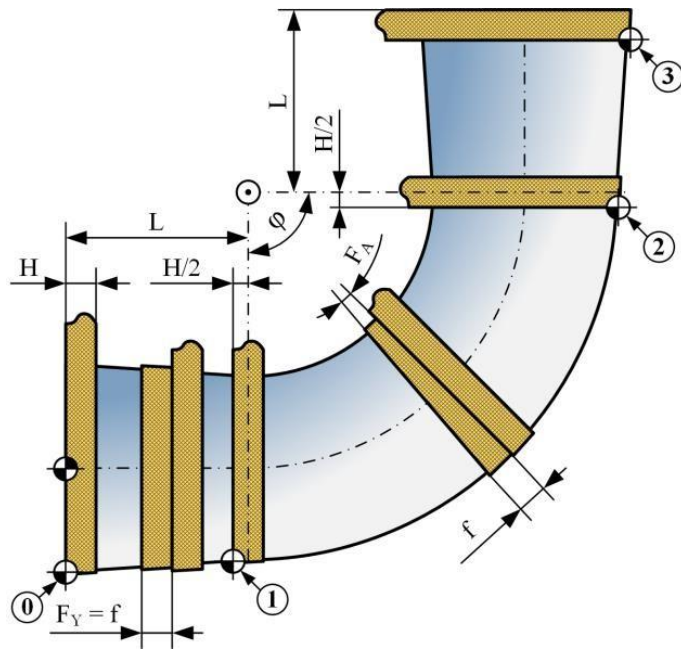


Рисунок 7.22 – Програмування намотування відводу

Наведемо приклад програмування намотування стрічкою шириною $H = 20$ мм відводу діаметром $D = 100$ мм з довжиною кінцевих частин $L = 80$ мм і кутом повороту $\varphi = 90^\circ$. На рисунку 7.22 наведено ескіз, що пояснює найбільш простий спосіб програмування процесу. Текст керуючої програми, що відповідає ескізу, наведено в таблиці 7.1.

Відповідно до правил складання G-коду текст керуючої програми починається символом «%» і закінчується командою кінця програми M30. Переміщення задаються в СКД. Кадр № 10 забезпечує прив'язку СКД до вказаної точки.

Кадр № 15 забезпечує обнуління початкового положення укладальника і створює необхідні умови для подальшого програмного керування його рухом. Кадр № 20 задає швидкість обертання укладальника, яка буде реалізована під час виконання програми. Цей кадр не призводить до руху.

Кадр № 25 забезпечує включення режиму непрямої інтерполяції, за якої переміщення уздовж осей відводу здійснюється синхронно з обертанням укладальника з урахуванням заданих значень швидкості обертання і кроку укладання.

Для намотування першої лінійної ділянки необхідно виконати переміщення стрічки уздовж осі Y з положення «0» в положення «1», здійснюючи водночас обертання укладальника із заданою швидкістю S . Для позиціонування стрічки в точку «1», що відповідає суміщенню осі стрічки з кінцем лінійної ділянки, задається переміщення в позицію Y_1 :

$$Y_1 = L - \frac{H}{2} = 80 - \frac{20}{2} = 70 \text{ мм.}$$

Таблиця 7.1 – Приклад тексту керуючої команди намотування відводу

Номер кадру	Керуючі команди	Оберти, подача
	%	
N10	G54	
N15	G92 B0	
N20		S10
N25	M105	
N30	G1 Y70	F10
N40	G1 A90	F2.55
N50	G1 Y140	F10
N60	G92 B0	
N70	G1 B270	
N80	G1 Y70	F10
N90	G1 A0	F2.55
N100	G1 Y0	F10
N110	G92 B0	
N115	G1 B270	
N120	M5	
N125	G0 Y70	
N130	G0 A90	
N135	G0 Y210	
N140	M30	

Крок намотування $f = 10$ мм/об програмується за адресою F . Переміщення по прямій лінії з точки «0» в точку «1» ($0, Y_1$) задано в кадрі № 30. Перехід з точки «1» в точку «2» реалізується поворотом оправки по осі A на кут $\varphi = 90^\circ$.

Переміщення поворотної платформи програмується по осі A і задається в градусах, а подача – за адресою F , в град/об. Для отримання однакової структури намотування на лінійній і поворотній ділянках необхідно забезпечити постійний лінійний крок намотування стрічки по поверхні відводу. Для поворотної ділянки відводу крок задається по зовнішній твірній, радіус якої визначається з виразу:

$$R_H = 1,75 \cdot D + 0,5 \cdot D = 2,25D.$$

Співвідношення кутової (F_A) і лінійної (F_Y) подач визначається виразом:

$$F_A = \frac{F_Y \cdot 180}{\pi \cdot R_H}.$$

Відповідно, для розглянутого прикладу подача осі A платформи дорівнює 2,55 град/об.

Кадр № 40 задає величину повороту під час переміщення оправки з точки «1» в точку «2». У точці «2» стрічка розташовується так, що вісь стрічки збігається з початком другої циліндричної ділянки відводу. При цьому довжина переміщення з точки «2» в точку «3» визначається виразом:

$$L_{23} = L + 0,5 \cdot H - H = L - \frac{H}{2}.$$

Програмована координата позиціонування для точки «3» задається як:

$$Y_3 = Y_1 + L_{23} = L - \frac{H}{2} + L - \frac{H}{2} = 2L - H = 140 \text{ мм.}$$

Кадр № 50 задає намотування другої циліндричної ділянки відводу від точки «2» до точки «3» з кроком 10 мм/об. Для забезпечення посилення (збільшення товщини) в торцевому перетині необхідно здійснити циліндричне укладання стрічки.

Кадр № 60 виконує обнуління поточного положення укладальника для забезпечення можливості намотування під час повороту на певний кут.

Кадр № 70 забезпечує виконання намотування стрічки в торцевому перетині при повороті намотувального вузла на 270° без зміни положення інших осей управління. У цьому кадрі закінчується намотування першого шару стрічки.

У кадрах № 80–115 виконується рух у зворотному напрямку і намотування другого шару стрічки.

У кадрі № 120 команда M5 виконує вимкнення режиму непрямої інтерполяції. Після цього кадру переміщення осей A, Y не супроводжується синхронним обертанням укладальника.

У кадрах № 125–135 виконується позиціонування відводу в положення обслуговування для демонтажу оправки і передачі її на полімеризацію.

Відповідно до запропонованого способу виготовлення виробу, зовнішня поверхня оправки забезпечує формування внутрішньої поверхні відводу, включаючи приєднувальні-стиківі поверхні. Оправка має розбірну конструкцію, яка дозволяє виймати її з виготовленого відводу. Принципова схема розбірної оправки відводу наведена на рисунку 7.23.

Оправка повинна складатися з центральної тороїдальної частини (рис. 7.23, поз. А) і кінцевих приєднувальних частин (рис. 7.23, поз. Б, В). Тороїдальна поверхня має діаметр, відповідний прохідному перетину трубопроводу і забезпечує розворот на величину кута φ до 90° . Кінцеві частини можуть містити циліндричні, конічні і різьбові поверхні згідно із чинними типовими рішеннями розбірних і нерозбірних з'єднань трубопроводу. Центральна і кінцеві частини стикаються по площинах П1 і П2, які мають бути строго перпендикулярні поздовжній осі відводу. Діаметр перетинів кінцевих частин у площинах П1, П2 має бути більше діаметра центральної частини.

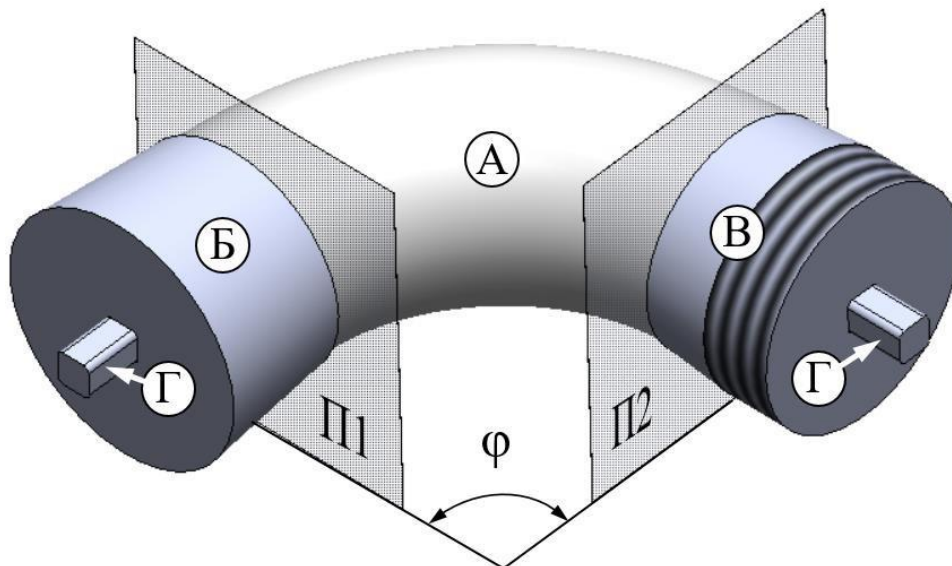


Рисунок 7.23 – Розбірна оправка відводу

Для забезпечення безперешкодного вилучення елементів оправки з полімеризованого відводу різниця діаметрів має бути не менше подвоєної величини похибки діаметра перетину центральної частини. Оправка повинна мати елементи (рис. 7.23, поз. Г) для закріплення її в координатному просторі установки намотування відводів.

Виймання центральної частини оправки з відводу забезпечується її членуванням на секції. На рисунку 7.24 показано найбільш раціональне членування центральної частини, за якого поперечний переріз розділено на 5 секцій поверхнями П3–П6.

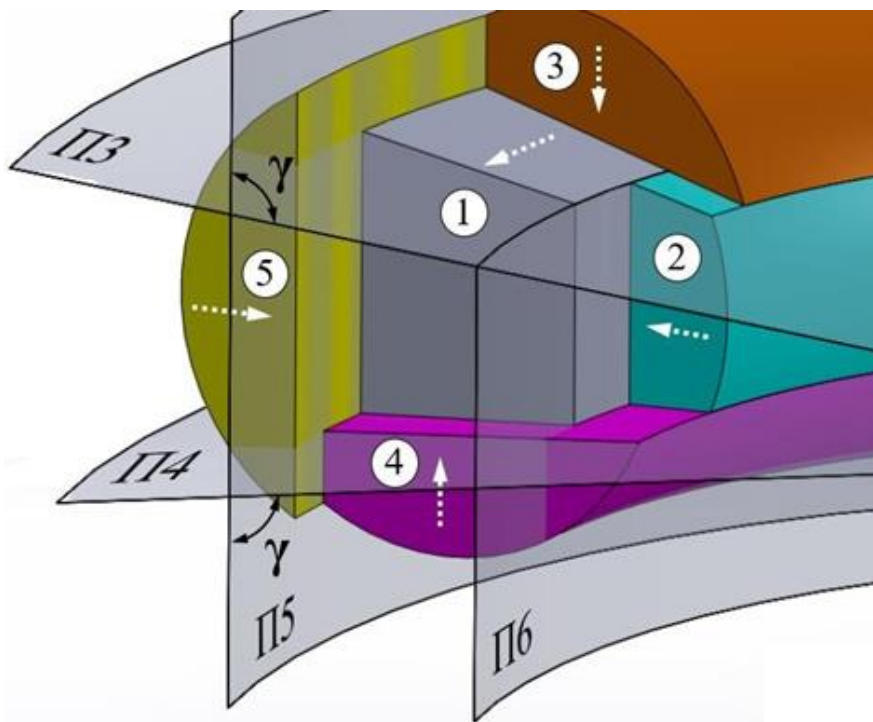


Рисунок 7.24 – Членування центральної частини оправки

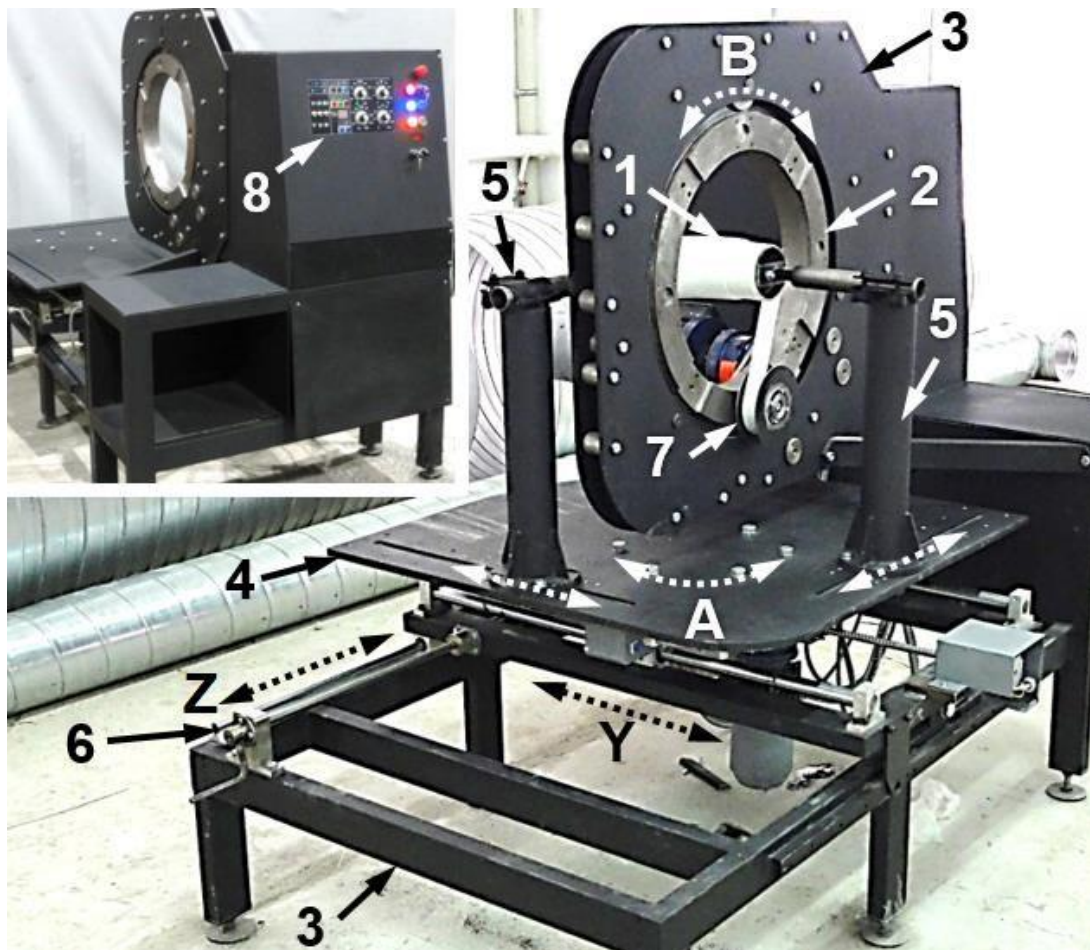


Рисунок 7.25 – Налагодження операції намотування відводу

Сегмент 1 виконує функцію замка і при розбірці оправки повинен вилучатись в першу чергу. Твірні лінійчатих поверхонь П3 і П4 розташовані під кутом $\gamma > 90^\circ$ до осі обертання тора. Це забезпечує можливість вилучення сегмента 2 при всебічному стисненні оправки полімеризованим відводом. Вилучення сегмента 2 створює можливість вилучення інших сегментів.

Налагодження технологічної операції (рис. 7.25) виконується для кожної керуючої програми намотування відводу. Для забезпечення правильного положення оправки 1 відносно укладальника 2 з котушками 7 при налагодженні необхідно вирішити такі завдання: забезпечення правильного розташування оправки 1 відносно рухомої платформи 4; позиціонування рухомої платформи 4 відносно укладальника 2; забезпечення взаємного розташування стрічки і оправки. Забезпечення правильного розташування оправки 1 відносно платформи 4 вимагає суміщення осі обертання тороїдальної поверхні відводу з віссю координати А. Для цього кронштейни 5 встановлюються у відповідні типорозміру відводу позиції. Позиціонування рухомої платформи 4 відносно укладальника 2 має забезпечувати співпадіння осі поперечного перерізу відводу з віссю обертання укладальника. Суміщення цих осей виконується зміною положення рухомої платформи по осі Z за допомогою регульовального гвинта 6.

Забезпечення взаємного розташування стрічки й оправки виконується шляхом налагодження нуля СКД. Положення нуля осі A визначається з умови паралельності осі координати B (укладальника) з віссю кінцевої частини відводу. Положення нуля осі Y визначається з умови суміщення зовнішнього краю стрічки з торцем відводу. Керування переміщенням осей A та Y здійснюється з пульта оператора (рис. 7.25). Правильність встановлення положення контролюється вимірювачем. Отримане положення фіксується програмним забезпеченням системи ЧПК як нуль СКД для відповідної програми намотування відводу. Положення нуля СКД зберігається разом з керуючою програмою в постійній пам'яті системи ЧПК. Налагодження нуля СКД забезпечується з точністю не гірше 0,1 мм.

За повторного налагодження технологічної операції для керуючої програми намотування відводу використовується збережене положення нуля СКД і виконуються тільки задачі, пов'язані з розташуванням оправки і позиціонуванням платформи.

Операція намотування здійснюється керуючою програмою, яка вибирається з постійної пам'яті системи ЧПК. Виконується описана вище процедура налагодження і позиціонування в початкове положення СКД. Перед запуском керуючої програми оператор виконує заправку стрічки, її закріплення і підмотування на відвід, керуючи обертанням укладальника з пульта ЧПК.

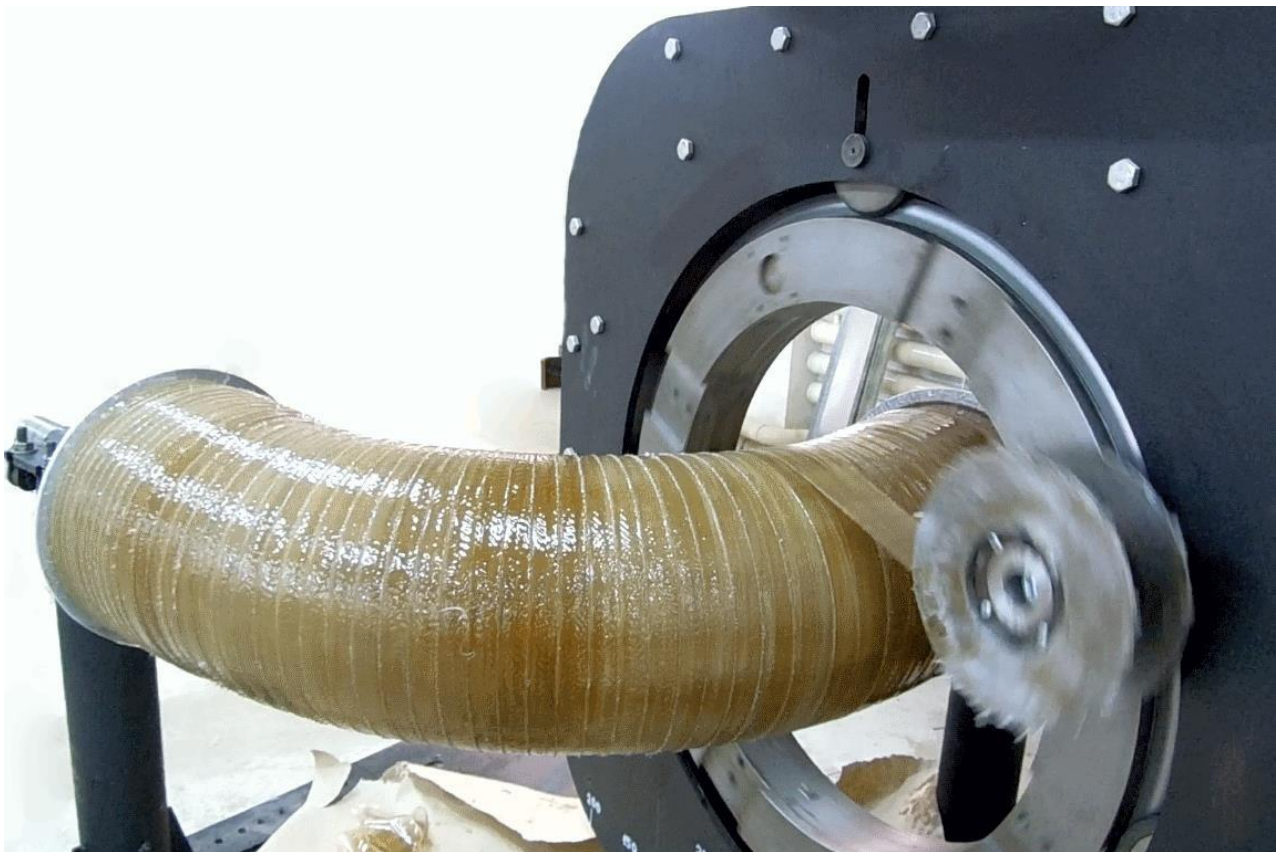


Рисунок 7.26 – Процес виготовлення відводу ДУ-200

Передбачена можливість тимчасової зупинки керуючої програми в процесі її виконання. Зупинка може бути здійснена як в певних кадрах за допомогою спеціальних команд у керуючій програмі, так і в довільний момент часу з пульта оператора. Зупинки використовуються для контролю товщини намотуваного шару, заміни котушок, ручного укладання шарів для локального посилення стінки. Похибки в ширині і товщині стрічки призводять до виникнення похибки товщини стінки відводу, що формується. Ця похибка може бути компенсована корегуванням кроку укладання без зміни керуючої програми за допомогою регулятора «%F» на пульті оператора.

Допустима швидкість укладання просоченої стрічки на відвід залежить від в'язкості сполучної речовини. За високої в'язкості і завищеної швидкості укладання можливе формування повітряних бульбашок і неякісне прилипання стрічки. Корегування швидкості обертання укладальника безпосередньо в процесі виконання керуючої програми за допомогою регулятора «%S» дозволяє виключити цю проблему.

На рисунку 7.26 показаний процес виготовлення відводу ДУ-200 з товщиною стінки 6 мм, що призначений для застосування в трубопроводі з робочим тиском 2,5 МПа. На виготовленому зразку отримана похибка товщини стінки по контрольованій твірній менше ніж $\pm 0,1$ мм.

7.4 Вплив кінетики затвердіння сполучного на технологічні деформації та напруження в металокомпозитному з'єднанні

У процесі з'єднання намотуванням композитних елементів із металевими, як відомо [150], у ПКМ виникають технологічні (залишкові) напруження. Багато важливих закономірностей формування цих напружень, зокрема, вплив фізико-механічних, термодинамічних і геометричних параметрів матеріалів досі залишаються недостатньо вивченими. Крім того, технологічні деформації та напруження в такому металокомпозитному з'єднанні суттєво залежать і від кінетики процесу затвердіння сполучного. Однак роль цього фактора у порушенні технологічної монолітності таких з'єднань зазвичай недооцінюється [110].

Одним із першорядних питань, пов'язаних з кінетикою процесу затвердіння, є визначення моделі зміни ступеня затвердіння [93]. Проте вплив температури на характеристики матеріалів у процесі затвердіння не було враховано. У роботі [182] проведено моделювання затвердіння епоксидного сполучного з урахуванням його екзотермічної реакції. У роботі [122] вивчено вплив теплового розширення, а також поступових змін термічних властивостей сполучного на деформацію та утворення напружень у ПКМ. У роботі [114] досліджено напружений стан клейового з'єднання для різних типів сполук.

Клейовий шар був представлений як пружна основа. У роботі [64] було досліджено вплив процесу складання з'єднання на рівень залишкових температурних напружень, що виникають під час охолодження після завершення процесу затвердіння. У роботі [103] розроблено метод врахування термопружних ефектів на залишкові напруження композитних деталей під час затвердіння.

Велике значення розуміння механізмів виникнення температурних напружень і можливих шляхів їхнього зниження мають результати низки експериментальних робіт, наприклад [181]. У цій роботі наведено результати випробувань металокомпозитних з'єднань, проведених за допомогою диференціальної скануючої калориметрії. Однак прямі експериментальні дослідження внутрішніх напружень у з'єднаннях часто бувають дорогими та складними [198]. Тому в низці робіт результати експериментальних досліджень доповнені даними, отриманими за допомогою скінченно-елементного моделювання.

Зокрема, у роботі [206] досліджено вплив ступеня затвердіння формування з'єднання з допомогою скінченно-елементної моделі. При цьому модель та критерій міжфазного руйнування сполучного з урахуванням ступеня затвердіння були підібрані за допомогою випробувань різних з'єднань. У роботі [8] запропоновано метод моделювання металокомпозитних з'єднань під час термічного затвердіння. Модель матеріалів була поділена на два компоненти: модель кінетики затвердіння та механічна модель. Однак головним недоліком числового підходу є те, що ці моделі створюються для строго певного з'єднання і не може бути доволіно поширені на подібні з'єднання та процеси виробництва [129, 188].

У більшості наведених робіт під час визначення технологічних напружень приймається припущення про те, що під час нагрівання конструктивних елементів, що з'єднуються, відбувається їхнє вільне температурне розширення від початкової температури t_1 до температури полімеризації клею t_p . Потім відбувається процес полімеризації, у результаті якого конструктивні елементи, що з'єднуються, виявляються пов'язаними між собою сполучним. Таким чином, складна кінетика процесу перетворення сполучного з в'язкопружної рідини на тверде тіло відбувається в умовах нерівномірного конверсійного поля, під яким розуміють сукупність значень відносного ступеня полімеризації у фіксований момент часу. Неврахування кінетики затвердіння щодо технологічного напружено-деформованого стану виробів з ПКМ призводить до істотних похибок. Суворий облік всіх параметрів, що супроводжують кінетику затвердіння, становить великі труднощі, пов'язані з необхідністю експериментального визначення безлічі взаємозалежних констант для кожного сполучного.

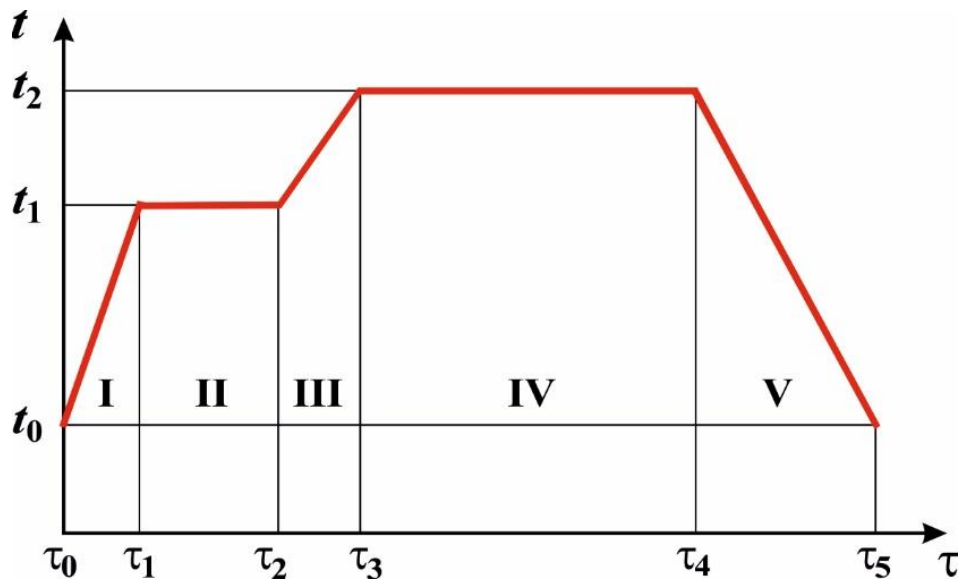


Рисунок 7.27 – Типова діаграма температурно-часового режиму формування виробів із ПКМ

У зв'язку з цим компромісним є підхід, заснований на отриманні емпіричних залежностей. Ці залежності інтегрально враховують характер протікання кінетики затвердіння і включають мінімальну кількість констант, відомих із паспортних даних на сполучну і виробничих інструкцій з проведення технологічного процесу формування (намотування) композитних виробів [156]. У цій документації обов'язково міститься опис температурно-часового режиму процесу або діаграма $t = f(\tau)$ (рис. 7.27), а також вихідні фізико-механічні та теплофізичні характеристики сполучного. Ці дані є результатом попереднього ретельного комплексного дослідження розробниками сполучного кінетики його затвердіння та властивостей у затвердженому стані. Наведена на рисунку 7.27 діаграма $t = f(\tau)$ є типовою для періодичних процесів виробництва виробів (вакуум-автоклавне формування) [77]. Для безперервних процесів (безперервне намотування, пултрузія) періоди I та II зазвичай поєднані [127].

У кінетиці процесу затвердіння та утворення технологічного напружено-деформованого стану важливу роль відіграє лінійна усадка сполучного ε^s . Її кінцеве значення ε_f^s зазвичай наводиться у паспортних характеристиках [156]. У роботі [34] наведено результати дослідження усадки ряду сполучних залежно від температури та часу експерименту, отримані важільно-дилатометричним методом. Проведений аналіз показав, що результати апроксимації цих дилатометричних кривих задовільно відповідає запропонованій нами емпіричній залежності:

$$\varepsilon_s = \begin{cases} \varepsilon_{max}^s t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) & \text{якщо } \varepsilon_s \leq \varepsilon_{max}^s; \\ \varepsilon_{max}^s & \text{якщо } \varepsilon_s > \varepsilon_{max}^s, \end{cases} \quad (7.24)$$

де τ – поточний час процесу, що перевищує τ_1 ; τ_{in} – інкубаційний період (час початку усадки – відповідає τ_1); τ_p – час кінця інтенсивної полімеризації (відповідає τ_3 рис. 7.27); ε_{max}^s – лінійна усадка затвердженого сполучного; n – емпірична константа, залежить від швидкості підвищення температури $\partial t/\partial \tau$.

У досліджених випадках $1 \leq n \leq 2$. У реальних умовах для більшості сполучних $1,5 < \partial t/\partial \tau \leq 2,5$ °C/хв [156], що відповідає $n = 1$. Обмеження (7.24) формалізовано виключає значення $\varepsilon_s > \varepsilon_{max}^s$.

Поряд із усадкою відбувається зростання коефіцієнта лінійного термічного розширення $\alpha(\tau)$, що залежить від глибини хімічних перетворень, оскільки у процесі змінюється сам матеріал. У той же час вихідне сполучне до початку реакції вже має деякий коефіцієнт лінійний термічний розширення α_0 , значення якого за аналогією з водою можна прийняти рівним $\alpha_0 = 0.2\alpha_f$, де α_f – кінцеве значення коефіцієнта лінійного термічного розширення сполучного у затвердженому стані.

Закон зміни коефіцієнта лінійного термічного розширення у процесі затвердіння приймемо у вигляді:

$$\alpha(\tau) = \begin{cases} \alpha_0 + \alpha_f \left(\frac{\tau}{\tau^*}\right)^\beta & \text{якщо } \alpha \leq \alpha_f; \\ \alpha_f & \text{якщо } \alpha > \alpha_f, \end{cases} \quad (7.25)$$

де τ – поточний час; τ^* – деяке значення часу, що перевищує τ_3 : $\tau^* > \tau_I + \tau_{II} + \tau_{III}$ (див. рис. 7.27); β – константа, яка визначається з граничної умови:

$$\alpha(\tau) = \alpha_f, \quad \tau = \tau_3. \quad (7.26)$$

Для значення $\alpha_0 = 0.2 \alpha_f$ із (7.25) з урахуванням (7.26) отримаємо

$$\beta = \ln 0,8 \cdot \ln \left(\frac{\tau_3}{\tau^*}\right)^{-1}. \quad (7.27)$$

Тоді замість (7.25) отримаємо:

$$\alpha(\tau) = \begin{cases} \alpha_f \left[0.2 + \left(\frac{\tau}{\tau^*}\right)^{\ln 0,8 \cdot \ln \left(\frac{\tau_3}{\tau^*}\right)^{-1}} \right] & \text{якщо } \alpha \leq \alpha_f; \\ \alpha_f & \text{якщо } \alpha > \alpha_f. \end{cases} \quad (7.28)$$

Оскільки процес хімічної усадки ідентичний процесу полімеризації, а останній відповідальний за формування фізико-механічних характеристик сполучного, видається виправданим представити емпіричні залежності їхньої зміни за часом у вигляді, аналогічному (7.24):

$$E(\tau) = \begin{cases} E_b \sqrt{\frac{\tau - \tau_2}{\tau_4}} & \text{якщо } E \leq E_b; \\ E_b & \text{якщо } E > E_b, \end{cases} \quad (7.29)$$

де E_b – модуль пружності сполучного у затвердженому стані; τ_2 та τ_4 – час закінчення відповідно другого та четвертого етапів (див. рис. 7.27).

Для аналізу напружено-деформованого стану фрагмента з'єднання ПКМ з металевим елементом розглянемо модель у вигляді шарів ПКМ, сполучного і металу з товщинами відповідно δ_{cm} , δ_b і δ_m , підданих температурному впливу з параметрами, заданими технологічним режимом з'єднання.

1. При вільному розширенні (I етап) шари ПКМ і металу не пов'язані між собою, напруження в елементах з'єднання відсутні ($\sigma_I^m = 0$; $\sigma_I^b = 0$; $\sigma_I^{cm} = 0$), а деформації викликані температурним розширенням елементів з'єднання ПКМ і металу:

$$\varepsilon_I^{cm} = \alpha_{cm}(t - t_0), \quad \varepsilon_I^b = 0, \quad \varepsilon_I^m = \alpha_m(t - t_0), \quad (7.30)$$

де α_{cm} , α_m – відповідно коефіцієнти лінійного термічного розширення шару ПКМ та металу.

2. На другому етапі шари ПКМ та металу пов'язані шаром сполучного, механічні характеристики якого змінюються протягом усього етапу.

Деформації вільного температурного розширення при цьому дорівнюють:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{II}^{cm} &= \alpha_{cm}(t - t_1), \quad \bar{\varepsilon}_{II}^b = \varepsilon_{max}^s t g^n \left(\frac{\tau - \tau_0}{\tau_p} \right) \leq \varepsilon_{max}^s, \\ \bar{\varepsilon}_{II}^m &= \alpha_m(t - t_1). \end{aligned} \quad (7.31)$$

З урахуванням типового графіка, наведеного на рисунку 7.27, хімічні перетворення відбуваються за постійної температури, тобто $\bar{\varepsilon}_{II}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{II}^m = 0$.

Повні деформації шарів при цьому виражаються рівностями:

$$\bar{\varepsilon}_{II}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{II}^{cm}, \quad \bar{\varepsilon}_{II}^b = \bar{\varepsilon}_{II}^b + \bar{\varepsilon}_{II}^b, \quad \bar{\varepsilon}_{II}^m = \bar{\varepsilon}_{II}^m, \quad (7.32)$$

де $\bar{\varepsilon}_{II}^{cm}$, $\bar{\varepsilon}_{II}^b$ і $\bar{\varepsilon}_{II}^m$ – стиснуті деформації відповідно шару ПКМ, сполучного та металу.

Умови спільності деформацій мають вигляд:

$$\bar{\varepsilon}_{II}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{II}^b, \quad \bar{\varepsilon}_{II}^b = \bar{\varepsilon}_{II}^m. \quad (7.33)$$

Рівновага фрагмента з'єднання за відсутності силових впливів відповідає рівнянню:

$$\sigma_{II}^{cm} \delta_{cm} + \sigma_{II}^b \delta_b + \sigma_{II}^m \delta_m = 0, \quad (7.34)$$

або з урахуванням фізичного закону за $E(\tau)$, що описується (7.29):

$$E_{cm} \bar{\varepsilon}_{II}^{cm} \delta_{cm} + E(\tau)^b \bar{\varepsilon}_{II}^b \delta_b + E_m \bar{\varepsilon}_{II}^m \delta_m = 0. \quad (7.35)$$

З урахуванням (7.32), (7.33) отримаємо:

$$\bar{\varepsilon}_{II}^b = \bar{\varepsilon}_{II}^m - \bar{\varepsilon}_{II}^b, \quad \bar{\varepsilon}_{II}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{II}^m. \quad (7.36)$$

Підставивши (7.36) в рівняння (7.35), отримаємо для стиснених деформацій металу:

$$\bar{\varepsilon}_{II}^m = E_b \varepsilon_{max}^s t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) \delta_b \left[E_{cm} \delta_{cm} + E_b t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) \delta_b + E_m \delta_m \right]^{-1}. \quad (7.37)$$

Рівність (7.37) дозволяє з (7.36) визначити $\bar{\varepsilon}_{II}^b$ і $\bar{\varepsilon}_{II}^{cm}$.

3. На третьому етапі поряд із процесом продовження усадки сполучного відбувається його температурне розширення. Деформації вільного розширення на цьому етапі відповідають виразам:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{III}^{cm} &= \alpha_{cm}(t - t_2), \\ \bar{\varepsilon}_{III}^b &= \varepsilon_{max}^s t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) + 0,2\alpha_b K(\tau - \tau_2) + \alpha_b \left(\frac{1}{\tau^*} \right)^\beta \frac{K}{\beta+1} (\tau^{\beta+1} - \tau_2^{\beta+1}), \\ \bar{\varepsilon}_{III}^m &= \alpha_m(t - t_2), \end{aligned} \quad (7.38)$$

де K – коефіцієнт пропорційності у температурному режимі ділянки.

Використавши за аналогією з (7.35)–(7.37) умови спільності деформацій та рівноваги, отримаємо:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{III}^m &= \left[E_b t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) \delta_b \left\{ \varepsilon_{max}^s t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) + \alpha_b \left(\frac{1}{\tau^*} \right)^\beta \frac{K}{\beta+1} (\tau^{\beta+1} - \tau_2^{\beta+1}) + \right. \right. \\ &+ 0,2\alpha_b K(\tau - \tau_2) \left. \left. \right\} - \alpha_m(t - t_2) \right] \left(E_{cm} \delta_{cm} + E_b t g^n \left(\frac{\tau - \tau_{in}}{\tau_p} \right) \delta_b + E_m \delta_m \right)^{-1}. \end{aligned} \quad (7.39)$$

Стиснені деформації у сполучному та ПКМ визначимо з урахуванням:

$$\bar{\varepsilon}_{III}^b = \bar{\varepsilon}_{III}^m - \bar{\varepsilon}_{III}^b + \alpha_m(t - t_2), \quad \bar{\varepsilon}_{III}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{III}^m + (\alpha_m - \alpha_{cm})(t - t_2). \quad (7.40)$$

4. На четвертому етапі термообробки температурний режим стаціонарний, усадка завершена до часу $\tau = \tau_3$. Якщо не враховувати релаксаційних явищ, то деформації протягом етапу залишаються незмінними, відповідними $\bar{\varepsilon}_{III}^b$, $\bar{\varepsilon}_{III}^{cm}$, $\bar{\varepsilon}_{III}^m$ за $\tau = \tau_3$.

5. Етап охолодження. Деформації вільного температурного розширення відповідають виразам:

$$\bar{\varepsilon}_{IV}^{cm} = \alpha_{cm}(t - t_4), \quad \bar{\varepsilon}_{IV}^b = \alpha_b(t - t_4), \quad \bar{\varepsilon}_{IV}^m = \alpha_m(t - t_4). \quad (7.41)$$

З урахуванням спільності деформацій шарів стиснені деформації дорівнюватимуть:

$$\bar{\varepsilon}_{IV}^b = \bar{\varepsilon}_{IV}^m - (\alpha_b - \alpha_m)(t - t_4), \quad \bar{\varepsilon}_{IV}^{cm} = \bar{\varepsilon}_{IV}^m + (\alpha_m - \alpha_{cm})(t - t_4). \quad (7.42)$$

Підставивши (7.42) рівняння рівноваги (7.37), отримаємо:

$$\bar{\varepsilon}_{IV}^m = \frac{[E_b(\alpha_b - \alpha_m)\delta_b - E_{cm}(\alpha_m - \alpha_{cm})\delta_{cm}](t - t_4)}{E_{cm}\delta_{cm} + E_b\delta_b + E_m\delta_m}. \quad (7.43)$$

Таким чином, можуть бути визначені деформації та з використанням залежності (7.29) напруження на всіх етапах технологічного процесу.

Розглянемо технологічний процес із параметрами: $t_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$; $t_{34} = 125\text{ }^\circ\text{C}$; 1,4 год; $\tau_1 = 1$ год; $\tau_2 = 1,8$ год; $\tau_3 = 3$ год; $\tau_4 = 5,8$ год; $\tau_5 = 7,4$ год.

Характеристики матеріалів: $E_{cm} = 125$ ГПа; $\alpha_{cm} = -1 \times 10^{-6}$ 1/град.; $\delta_{cm} = 1$ мм; $E_b = 8$ ГПа; $n = 1$; $\tau_p = 2,6$ год; $\varepsilon_{max}^s = 0,06$; $\alpha_b = 6 \times 10^{-5}$ 1/град.; $\tau^* = 3$ год; $\delta_b = 0,1$ мм; $E_m = 72$ ДПа; $\alpha_m = 2 \times 10^{-5}$ 1/град.; $\delta_m = 1$ мм.

Розрахунок за традиційною методикою [4, 34] призводить до значень технологічних напружень в елементах з'єднання під час охолодження від t_{34} до t_0 : $\sigma_m = 99$ МПа; $\sigma_b = 44,6$ МПа; $\sigma_{cm} = -103,6$ МПа. Результати розрахунку за викладеною вище моделлю наведено на рисунку 7.28.

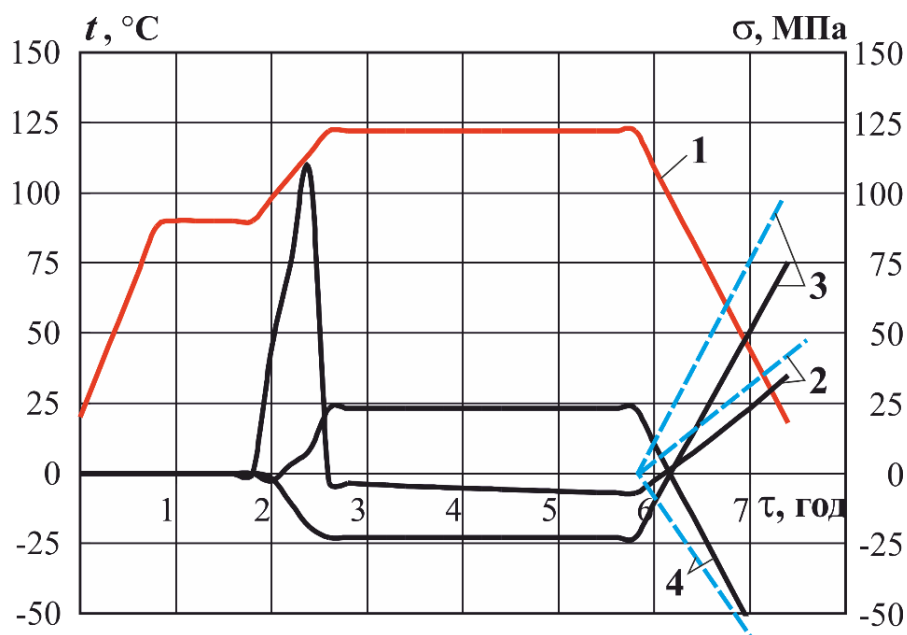


Рисунок 7.28 – Температурний режим (1) та напруження в елементах з'єднання: 2 – сполучне; 3 – метал; 4 – ПКМ; - - - без урахування кінетики процесу затвердіння; — — з урахуванням кінетики процесу затвердіння

Аналіз напружень в елементах з'єднання показав таке. Третій етап температурно-часового режиму є найбільш критичним в аспекті міцності з'єднання. На цьому етапі, що характеризується великою величиною усадки, виникає високі напруження в сполучному, незважаючи на низьке значення його модуля пружності. У зв'язку з цим за несприятливого поєднання параметрів процесу деякі сполучні можуть руйнуватися за далеко не повної полімеризації, не досягнувши етапу термообробки. Явище утворення тріщин у ПКМ або з'єднанні іноді спостерігається у технологічній практиці виготовлення композитних та металокомпозитних виробів, проте його зазвичай пояснюють нерациональним вибором швидкості охолодження та відносять до останнього

етапу. Урахування кінетики процесу затвердіння призводить до суттєво різного напружено-деформованого стану елементів з'єднання на етапі охолодження. Пунктирні криві рисунка 7.28 свідчать про можливе зниження залишкових технологічних напружень у сполучному та металевому елементі порівняно з аналогами, отриманими без урахування кінетики затвердіння.

Наведені вище результати розрахунків напружено-деформованого стану з'єднання свідчать про необхідність подальшого більш глибокого дослідження впливу параметрів температурно-тимчасових режимів полімеризації виробів на їхню міцність та якість.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. У монографії розглянуто низку актуальних задач, пов'язаних з удосконаленням виробництва тонкостінних деталей літальних апаратів на обладнанні з ЧПК. Дослідження, за результатами яких формувався матеріал монографії, фокусувались здебільшого на адаптивному розмірному обробленні і пов'язаними з ним проблемами. Серед актуальних задач, розглянутих у монографії, можна виділити задачі віртуального базування заготовок, які мають мінімальні припуски на обробку; визначення допустимих режимів високошвидкісного механічного оброблення деталей з легкодеформовними елементами; визначення стратегії управління виконавчими механізмами обладнання з ЧПК виходячи з вимог забезпечення максимальної точності обробки; удосконалення виробництва тонкостінних деталей літальних апаратів з композиційних матеріалів методом намотування.

2. Запропоновано новий підхід до віртуального базування деталей складної форми під час виготовлення їх із заготовок із формою, наближеною до форми деталей. Показано, що така задача може бути розв'язана в два етапи. На першому попереднє розташування деталі задається виходячи з суміщення центрів ваги та напрямів головних центральних моментів інерції тонких оболонок, які співпадають із поверхнями заготовки та деталі з припуском на чорнове оброблення. На другому проводиться уточнення позиції деталі з використанням апарату ϕ -функцій виходячи з умови забезпечення максимального значення мінімального припуску на оброблення.

3. Запропоновано новий метод встановлення допустимих режимів розмірного оброблення деталей з легкодеформовними елементами, що базується на використанні методу ідентифікації крайових умов. Показано, що традиційний підхід до цієї задачі, що базується на заміні реальних пружних умов обпирання оброблюваних елементів деталей ідеалізованими, може призвести до значних похибок у визначенні переміщень та частот власних коливань. Метод ідентифікації крайових умов дозволив звести задачу розрахунку складної системи до одного її виділеного елемента, тим самим адекватно врахувати пружність границі. Розв'язки розглянутих задач отримано в аналітичному вигляді, який має беззаперечні переваги над числовими. У випадку задачі статичного деформування коефіцієнти пружності границі можуть бути підраховані до розв'язання задачі для виділеного елемента. У задачі власних коливань обчислення коефіцієнтів жорсткості границі відкладається до повного розв'язання задачі, оскільки вони містять загальний параметр для всієї системи. Порівняльні розрахунки та параметричні дослідження показали правильність прийняття допущень під час формулювання крайових умов.

4. Запропоновано та експериментально апробовано метод попереднього планування подач під час оброблення деталей літальних апаратів на обладнанні з ЧПК. Метод не має обмежень щодо кількості аналізованих кадрів ЧПК та часу виконання планування. Запропоновано використання спрощеної трьохінтервальної моделі S-подібного профілю подачі з гладко обмеженим ривком з використанням функції \sin^2 під час планування контурної подачі. Експериментальне дослідження підтвердило скорочення часу оброблення на 7–10 % порівняно з ЧПК Heidenhain iTNC5303.

5. Проаналізовано умови, що призводять до налипання металу на інструмент при високошвидкісному фрезеруванні. Проведено експериментальне дослідження параметрів різання для появи ефекту налипання обробленого матеріалу на інструмент для сплаву 1933. Запропоновано метод адаптації режимів різання до змінення контурної подачі на криволінійних ділянках траєкторії оброблення. Проведено аналіз змінення параметрів різання при частковому уповільненні шпинделя одночасно з уповільненням подачі під час руху за траєкторією. Показано можливість виключення налипання оброблюваного матеріалу до інструменту після зміни швидкості обертання на 20–30 %.

6. Розроблено програмне забезпечення для візуалізації та аналізу експериментальних даних для дослідження процесів у сучасних технологічних системах та робототехнічних комплексах із ЧПК на базі ПК, що забезпечує збір великої кількості даних у процесі керування обладнанням у режим реального часу в обсязі кількох сотень параметрів. Запропоновано алгоритм пошарового формування графіка, який передбачає завдання підвищення швидкості перетворення даних для відображення та збільшення швидкості відтворення зображення. Запропонований алгоритм реалізований у спеціалізованому програмному забезпеченні для візуалізації та аналізу експериментальних даних, отриманих у системі ЧПК.

7. Запропоновано метод визначення необхідної дискретності положення та роздільної здатності диференціальних характеристик під час задання та вимірювання параметрів руху за траєкторією оброблення в системі ЧПК. Методика враховує діапазон максимальних подач, частоту циклу регулятора, вимоги до точності роботи технологічної системи. Встановлено необхідну дискретність положення та роздільну здатність кінематичних характеристик руху високошвидкісних осей, керованих ЧПК. Показано, що під час оброблення даних положення осей для точного позиціонування достатньо використовувати дискретність порядку 1×10^{-3} – 3×10^{-4} мм. Обґрунтовано необхідну роздільну здатність для визначення диференціальних характеристик руху: для визначення

швидкості необхідно забезпечити роздільну здатність на рівні 1×10^{-5} – 3×10^{-6} мм; для прискорення – 1×10^{-6} – 1×10^{-8} мм; і для ривка – 1×10^{-7} – 1×10^{-9} мм.

8. Розроблено математичні моделі руху на етапі розганяння поздовжньої осі, синхронізованої зі шпинделем. Розглянуто моделі, засновані на рівноприскореному русі та русі з плавною зміною диференціальних характеристик, таких як швидкість, прискорення та ривок. Визначено параметри, необхідні для встановлення руху на ділянці прискорення, з урахуванням обмежень кількості даних, що передаються на модуль контролера керованої осі. Virішено задачу прискорення осі при синхронному русі на ділянці заданої довжини з виконанням S-подібного профілю. Запропонована модель забезпечує розгін до необхідної швидкості на ділянці заданої довжини незалежно від фактичної частоти обертання шпинделя. Разом із тим забезпечується зниження похибки позиціонування на етапі нарізування різьби з 22 мкм до 3 мкм та полегшується виконання технологічних операцій з обмеженою довжиною ділянки прискорення. Запропонована модель реалізована в ЧПК та застосована у виробничому процесі.

9. Розглянуто переміщення вздовж поперечної осі при наближенні інструменту до розміру оброблення. Визначено набір параметрів, необхідних для специфікації руху на ділянці підходу інструменту до розміру оброблення, враховуючи обмеження кількості даних, що передаються на модуль контролера в системі ЧПК. Розроблено математичну модель руху вздовж поперечної осі з плавним змінням прискорення. Запропонована модель забезпечує прості розрахунки при ініціалізації параметрів моделі руху уздовж поперечної осі синхронізованого з положенням шпинделя, що обертається. Модель забезпечує високу точність досягнення кінцевого положення незалежно від фактичної швидкості обертання шпинделя. Експериментальні дослідження показали, що похибка сервопривода зменшується до величини порядку 0–1 мкм до кінця ділянки наближення, поза заготовкою. Запропонована модель реалізована в дворівневому ЧПК і використовується у виробничому процесі.

10. Розглянуто можливість комбінування схем керування складними технологічними системами та реєстрації необхідної кількості параметрів для дослідження процесів керування. Запропоновано застосування програмно-апаратного комплексу на базі ЧПК для вирішення задачі дослідження процесу керування сполученими осями. Запропоновано спосіб організації взаємодії керування сполученими осями в розглянутому комплексі, що забезпечує можливість реалізації різноманітних схем зв'язаного керування та їхніх комбінацій. Проведено експериментальне дослідження перехресного керування портальною схемою з приводом від двох сервоприводів з різною точністю. Розглянуті функції крос-зв'язку ефективні для задач, у яких точність

синхронізації важливіша за точність позиціонування. Розроблений апаратно-програмний комплекс дозволяє поєднувати схеми керування складними технологічними системами та записом великої кількості даних. Апробація комплексу показала його ефективність під час експериментальних досліджень керування сполученими осями та функціонування алгоритмів зворотного зв'язку.

11. Розглянуто можливості застосування числового моделювання роботи електричних машин загалом і серводвигуна, зокрема, для застосування в задачах управління роботою обладнання з ЧПК. Розв'язано задачу попереднього проєктування серводвигуна для подальших розрахунків в ANSYS. На основі стандартного проєкту синхронної машини з вбудованими постійними магнітами за допомогою програмного модуля RMxprt (ANSYS Electromagnetics) отримано проєкт серводвигуна з явно вираженими полюсами статора з зосередженою обмоткою. Критерієм правильності виконаних розрахунків є максимальне наближення ключових характеристик до паспортних даних. Досягнуті цільові значення фазного струму 6 А, частоти обертання 2 000 об/хв, моменту на валу 4.78 Нм та інших параметрів.

12. Виконано імітаційне моделювання динамічних режимів серводвигуна без використання стандартних блоків електричних машин та математичних моделей за допомогою програмного модулю Simplorer (ANSYS Electromagnetics). Показано альтернативний спосіб впровадження об'єкта серводвигуна, розрахованого в RMxprt, у поле моделювання Simplorer з подальшим отриманням динамічних характеристик машини. Розглянуто моделювання динамічних режимів серводвигуна при використанні стабільного джерела трифазного живлення (амплітуда 127, частота 133 Гц) з урахуванням накидання номінального навантаження на етапі розганяння. Необхідність забезпечення високої точності високошвидкісного обладнання вимагає врахування диференціальних характеристик руху, таких як швидкість, прискорення та ривок у системах ЧПК.

13. Розглянуто можливість оцінки диференціальних характеристик руху в контурі зворотного зв'язку за допомогою інкрементного енкодера. Розглянуто обмеження роздільної здатності енкодера з урахуванням частотних характеристик. Запропоновано методику визначення максимально можливої точності вимірювання положення. Показано, що цієї точності недостатньо для організації керування з урахуванням ривка. Розглянуто М-, Т- та МТ-методи оцінки швидкості з використанням інкрементних енкодерів. Показано, що для підвищення роздільної здатності енкодера необхідно використовувати методи, засновані на вимірюванні періоду повторення імпульсів. Визначено необхідну

частоту дискретизації лічильника часу з урахуванням швидкісних характеристик обладнання та параметрів контуру керування ЧПК.

14. Для дослідження розглянутих методів запропоновано використання комплексу на базі ЧПК з частотою циклу керування 1 кГц. Для дослідження роботи різних методів реалізована можливість реєстрації великої кількості параметрів. Розроблено спеціалізований пристрій на основі FPGA, який забезпечує таку можливість. Частота дискретизації 50 МГц реалізована відповідно до необхідної частоти дискретизації. Проведено експериментальні дослідження. Підтверджено можливість оцінки прискорення. Показано, що оцінка ривка є важкою через похибки в сигналах енкодера.

15. Описано новий метод суміщеного формування намотування трубчастих виробів малого діаметра з ПКМ для конструкцій різного призначення з використанням вібрації. Метод включає: спеціальну установку, що використовує індукційне нагрівання виробу, що формується, з двосекторною оправкою, що самоподається та забезпечує безперервне зміщення готового виробу; аналітичні залежності визначення технологічних параметрів процесу. Використання вібраційного впливу не тільки дозволяє реалізувати намотування трубчастих виробів малого діаметра з ПКМ для конструкцій різного призначення, але й підвищує продуктивність процесу, забезпечує високу якість продукції та не є критичним щодо вимог безпеки виробничої життєдіяльності.

16. Розглянуто задачі удосконалення технологій та обладнання з ЧПК для намотування тонкостінних деталей з композиційних матеріалів. Показано, що стабільність структури стінки труби визначається сталістю числа обертів шару за один оберт оправки. Розглянуто кінематичні схеми приводів обладнання безперервного намотування труб і розроблено математичні моделі руху кожного привода залежно від головного руху оправки. Моделі дозволяють формувати вихідні дані для узгодженого керування чотирма приводами. Для управління обладнанням використовувалася дворівнева система ЧПК. Наведено приклад програми безперервного намотування склопластикової труби з потовщенням в довільному перетині, яка необхідна для проектування з'єднання частин трубопроводу. Наведено приклади реалізації технології виготовлення високонавантажених труб.

17. Розглянуто задачі розробки елементів технологічного забезпечення автоматизованого виробництва відводів склопластикових трубопроводів на основі застосування обладнання з ЧПК. Запропоновано кінематичну схему, що забезпечує програмування операцій намотування відводів. Обґрунтовано вибір керованих осей і характерних точок координатного простору установки. Виконано аналіз типових способів намотування стрічки. Обґрунтовано необхідність і виконано постановку задачі розробки алгоритму непрямої лінійної

інтерполяції, що забезпечує можливість корегування кроку і швидкості укладання стрічки під час намотування відводів. Розроблено спосіб програмування операцій намотування, наведена методика задання параметрів структури укладання стрічки і товщини стінки відводу.

18. Розроблено математичну модель металокомпозитного з'єднання, що інтегрально враховує характер протікання кінетики затвердіння сполучного. Модель заснована на емпіричних залежностях, що включають мінімальну кількість констант, відомих паспортних даних. На основі цієї моделі отримані залежності для визначення деформацій та напружень у з'єднанні у процесі намотування на всіх етапах температурно-часової діаграми. Виявлено критичний етап температурно-часового режиму, встановлені несприятливі поєднання величин усадки сполучного і модуля пружності саполучного, за яких можливе руйнування з'єднання в процесі намотування або зниження його міцності внаслідок високого рівня залишкових напружень. Розроблена методика може бути використана для оптимізації технологічних процесів виробництва композитних та металокомпозитних конструкцій з урахуванням властивостей сполучних, армуючих матеріалів, а у разі клейових сполук – геометричних параметрів вхідних елементів та фізико-механічних властивостей їхніх матеріалів.

СПИСОК ПОСИЛАНЬ

1. A novel multi-filament winding technique for type III composite pressure vessel: From CFRP cross-undulation concept to structural performance validation / X. Zhao et al. *International Journal of Hydrogen Energy*. 2023. Vol. 48, is. 45. P. 17237–17250.
2. A real-time interpolator for parametric curves / W. Zhong et al. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2018. Vol. 125. P. 133–145.
3. A review of contouring-error reduction method in multi-axis CNC machining / Z. Jia et al. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2018. Vol. 125. P. 34–54.
4. A review on the mechanical modeling of composite manufacturing processes / I. Baran et al. *Archives of Computational Methods in Engineering*. 2017. Vol. 24, is. 2. P. 365–395.
5. Abdul Ali A. W., Abdul Razak F. A., Hayima N. A review on the AC servo motor control systems. *ELEKTRIKA – Journal of Electrical Engineering*. 2020. Vol. 19, is. 2. P. 22–39.
6. Abir J., Longo S., Morantz P., Shore P. Virtual metrology frame technique for improving dynamic performance of a small size machine tool. *Precision Engineering*. 2017. Vol. 48. P. 24–31.
7. Adi R. K., Das S., Muflikhun M. A. Design and analysis of filament winding machine for cylinder manufacturing process using glass fiber composite. *Materials Today: Proceedings*. 2022. Vol. 66, is. 5. P. 2904–2907.
8. Agha A., Abu-Farha F. Viscoelastic model to capture residual stresses in heat cured dissimilar adhesive bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*. 2021. Vol. 107. Art. No. 102844.
9. Aized T., Shirinzadeh B. Robotic fiber placement process analysis and optimization using response surface method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2011. Vol. 55. P. 393–404.
10. Alipanahi A., Mahboubkhah M., Barari A. Cross-sensitivity control in a novel four-component milling dynamometer for simultaneous measurement of tri-axial forces and torque. *Measurement*. 2022. Vol. 191. Art. No. 110788.
11. Altintas Y., Aslan D. Integration of virtual and on-line machining process control and monitoring. *CIRP Annals*. 2017. Vol. 66, is. 1. P. 349–352.
12. Amani M., Rauf A. A. An update on the use of fiberglass casing and tubing in oil and gas wells. *International Journal of Petroleum and Petrochemical Engineering*. 2017. Vol. 3, is. 4. P. 43–53.
13. An open-source data storage and visualization back end for experimental data / K. Nielsen et al. *Journal of Laboratory Automation*. 2014. Vol. 19, is. 2. P. 183–190.

14. An overview of burst, buckling, durability and corrosion analysis of lightweight FRP composite pipes and their applicability / M. M. Prabhakar et al. *Composite Structures*. 2019. Vol. 230. Art. No. 111419.
15. Analytical methods for determining the static and dynamic behavior of thin-walled structures during machining / S. Plankovskyy et al. *Mathematical Modeling and Simulation of Systems (MODS'2020)* / ed. by S. Shkarlet et al. Cham : Springer, 2021. AISC, vol. 1265. P. 82–91.
16. Analyzing the effectiveness and contribution of each axis of tri-axial accelerometer sensor for accurate activity recognition / A. R. Javed et al. *Sensors*. 2020. Vol. 20, is. 8. Art. No. 2216.
17. Application of filament winding technology in composite pressure vessels and challenges: A review / M. Azeem et al. *Journal of Energy Storage*. 2022. Vol. 49. Art. No. 103468.
18. Avevor Y., Moufki A., Nouari M. A thermomechanical analysis of sticking-sliding zones at the tool-chip interface in dry high-speed machining of aluminium alloy A2024–T351 : A hybrid Analytical-FE model. *AIP Conference Proceedings*. 2016. Vol. 1769. Art. No. 080008.
19. Balaji H., Selvaraj P., Rao V. S. Trends in manufacturing and assembly technologies for next generation combat aircraft. *ARPJN Journal of Engineering and Applied Sciences*. 2014. Vol. 9, no. 5. P. 667–673.
20. Balanced circular packing problems with distance constraints / T. Romanova et al. *Computation*. 2022. Vol. 10, is. 7. Art. No. 113.
21. Bentley J. L. Multidimensional binary search trees used for associative searching. *Communications of the ACM*. 1975. Vol. 18, no. 9. P. 509–517.
22. Besl P. J., McKay N. D. A method for registration of 3-D shapes. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*. 1992. Vol. 14, is. 2. P. 239–256.
23. Beudaert X., Lavernhe S., Tournier C. Feedrate interpolation with axis jerk constraints on 5-axis NURBS and G1 tool path. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2012. Vol. 57. P. 73–82.
24. Blais G., Levine M. D. Registering multiview range data to create 3D computer objects. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*. 1995. Vol. 17, is. 8. P. 820–824.
25. Burton R. New Taiwan machines. *Machinery and Production Engineering*. 2002. Vol. 160, no. 4055. P. 19.
26. Campbell R. J., Flynn P. J. A survey of free-form object representation and recognition techniques. *Computer Vision and Image Understanding*. 2001. Vol. 81, is. 2. P. 166–210.

27. Chatelain J. F. A level-based optimization algorithm for complex part localization. *Precision Engineering*. 2005. Vol. 29, is. 2. P. 197–207.
28. Chatelain J. F., Fortin C. A balancing technique for optimal blank part machining. *Precision Engineering*. 2001. Vol. 25, is. 1. P. 13–23.
29. Chen Y., Ji X., Tao Y., Wei H. Look-ahead algorithm with whole S-curve acceleration and deceleration. *Advances in Mechanical Engineering*. 2013. Vol. 5. Art. No. 974152.
30. Chen Y., Medioni G. Object modelling by registration of multiple range images. *Image and Vision Computing*. 1992. Vol. 10, is. 3. P. 145–155.
31. Colombo C., Vergani L. Optimization of filament winding parameters for the design of a composite pipe. *Composites Part B: Engineering*. 2018. Vol. 148. P. 207–216.
32. Continuous manufacturing technology for manufacture of FRP pipes with joints / A. B. Shopen et al. *International Journal of Materials and Product Technology*. 2002. Vol. 17, is. 1/2. P. 62–67.
33. Control of radial increment and winding density of composite cylindrical shells / A. Kutin et al. *MM Science Journal*. 2020. Vol. 2020, no. 04. P. 4149–4153.
34. Creation of energy-saving technologies of forming articles made of polymeric composite materials / V. I. Slyvynskyy et al. *60th International Astronautical Congress 2009*. International Astronautical Federation, 2009. Vol. 7. P. 5601–5607.
35. Dackweiler M., Hagemann L., Coutandin S., Fleischer J. Experimental investigation of frictional behavior in filament winding process for joining fiber-reinforced profiles. *Composite Structures*. 2019. Vol. 229. Art. No. 111436.
36. Dayong T., Yu Z., Wannian L. Simulation analysis and test of the thread joint of high strength directional drill pipe with large through hole. *Journal of Physics: Conference Series*. 2019. Vol. 1314. Art. No. 012115.
37. Deeb R., Janda M., Makki Z. Comparison of 2D and 3D FEM analysis of the magnetic field in a PM servo motor. *Electrical Engineering*. 2012. Vol. 72. P. 297–309.
38. Deflections and frequency analysis in the milling of thin-walled parts with variable low stiffness / S. Kononenko et al. *Acta Polytechnica*. 2019. Vol. 59, no. 3. P. 283–291.
39. Deformation prediction and error compensation in multilayer milling processes for thin-walled parts / W. Chen et al. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2009. Vol. 49, is. 11. P. 859–864.
40. Del Sol I., Rivero A., López de Lacalle L. N., Gamez A. J. Thin-wall machining of light alloys: a review of models and industrial approaches. *Materials*. 2019. Vol. 12, is. 12. Art. No. 2012.

41. Design and analysis of a novel tension control method for winding machine / X. Xu et al. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2018. Vol. 31. Art. No. 101.
42. Design and fabrication of low cost filament winding machine / F. H. Abdalla et al. *Materials & Design*. 2007. Vol. 28, is. 1. P. 234–239.
43. Design and production of filament-wound composite square tubes / L. Zu et al. *Composite Structures*. 2018. Vol. 191. P. 202–208.
44. Design and simulation of a servo-drive motor using Ansys Electromagnetics and Twin Builder with a Python “hot-start” / V. Pliuhin et al. *Lighting Engineering & Power Engineering*. 2021. Vol. 60, is. 3. P. 112–125.
45. Design of portable 3-axis filament winding machine with inexpensive control system / M. Quanjin et al. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*. 2018. Vol. 12, is. 1. P. 3479–3493.
46. Determinate assembly of tooling allows concurrent design of Airbus wings and major assembly fixtures / J. Hartmann et al. *SAE Technical Papers*. 2004. Paper No. 2004-01-2832.
47. Dorai C., Weng J., Jain A. K. Optimal registration of multiple range views. *Proceedings of 12th International Conference on Pattern Recognition*. IEEE, 1994. Vol. 1. P. 569–571.
48. Double position servo synchronous drive system based on cross-coupling integrated feedforward control for broacher / W. Lu et al. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2017. Vol. 30, is. 2. P. 272–285.
49. Effects of the temperature–time regime of curing of composite patch on repair process efficiency / A. Kondratiev et al. *Polymers*. 2021. Vol. 13, is. 24. Art. No. 4342.
50. Elseberg J., Magnenat S., Siegwart R., Nüchter A. Comparison of nearest-neighbor-search strategies and implementations for efficient shape registration. *Journal of Software Engineering for Robotics*. 2012. Vol. 3, no. 1. P. 2–12.
51. Erkorkmaz K., Altintas Y. High speed CNC system design. Part I: Jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2001. Vol. 41, is. 9. P.1323–1345.
52. Experimental study of contouring accuracy for CNC machines executing curved paths with constant and curvature-dependent feedrates / J. R. Conway et al. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. 2013. Vol. 29, is. 2. P. 357–369.
53. Experimental validation of an FSW model with an enhanced friction law: Application to a threaded cylindrical pin tool / N. Dialami et al. *Metals*. 2017. Vol. 7, is. 11. Art. No. 491.

54. Fabrication of the carbon fiber reinforced plastic (CFRP) cone tube through the laboratory-scale 3-axis winding machine / Q. J. Ma et al. *Materials Today: Proceedings*. 2021. Vol. 46. P. 1645–1651.
55. Fan W., Gao X., Yan W., Yuan C. Interpolation of parametric CNC machining path under confined jounce. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012. Vol. 62, is. 5/8. P. 719–739.
56. Farouki R. T., Swett J. R. Real-time compensation of backlash positional errors in CNC machines by localized feedrate modulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 119, is. 9. P. 5763–5776.
57. Feedrate scheduling of NURBS interpolation based on a novel jerk-continuous ACC/DEC algorithm / H. Ni et al. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 66403–66417.
58. Filament winding technique, experiment and simulation analysis on tubular structure / M. Quanjin et al. *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 342. Art. No. 012029.
59. Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts / S. Ratchev et al. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. Vol. 143. P. 796–801.
60. Franco O., Beudaert X., Erkorkmaz K. Effect of rack and pinion feed drive control parameters on machine tool dynamics. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*. 2020. Vol. 4, is. 2. Art. No. 33.
61. Frequency and time-frequency analysis of cutting force and vibration signals for tool condition monitoring / J. C. Jáuregui et al. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 6400–6410.
62. Frueh N., Knippers J. Multi-stage filament winding: Integrative design and fabrication method for fibre-reinforced composite components of complex geometries. *Composite Structures*. 2021. Vol. 268. Art. No. 113969.
63. Fukagawa H. Future aerospace factory in 2022: predictions for the global industry. *2003 AIAA/ICAS International Air and Space Symposium and Exposition: The Next 100 Years*. AIAA, 2003. Paper No. AIAA 2003-2546.
64. Gavva L. M., Firsanov V. V. Mathematical models and methods for calculating the stress-strain state of aircraft panels from composite materials taking into account the production technology. *Mechanics of Solids*. 2020. Vol. 55, is. 3. P. 403–412.
65. Gomand J., Kestelyn X., Bearee R., Barre P. J. Dual-drive gantry stage decoupling control based on a coupling model. *ElectroMotion*. 2008. Vol. 15, is. 2. P. 94–98.
66. Gope D., Goel S. K.. Design optimization of permanent magnet synchronous motor using Taguchi method and experimental validation. *International Journal of Emerging Electric Power Systems*. 2021. Vol. 22, is. 1. P. 9–20.

67. Grigoriev S. N., Martinov G. M. An ARM-based multi-channel CNC solution for multi-tasking turning and milling machines. *Procedia CIRP*. 2016. Vol. 46. P. 525–528.
68. Grzesik W. Modelling of heat generation and transfer in metal cutting: A short review. *Journal of Machine Engineering*. 2020. Vol. 20, is. 1. P. 24–33.
69. Gurauskis D., Kilikevičius A., Kasparaitis A. Thermal and geometric error compensation approach for an optical linear encoder. *Sensors*. 2021. Vol. 21, is. 2. Art. No. 360.
70. Hace A. The improved division-less MT-type velocity estimation algorithm for low-cost FPGAs. *Electronics*. 2019. Vol. 8, is. 3. Art. No. 361.
71. Hace A., Čurkovič M. Accurate FPGA-based velocity measurement with an incremental encoder by a fast generalized divisionless MT-type algorithm. *Sensors*. 2018. Vol. 18, is. 10. Art. No. 3250.
72. High speed milling in thin-walled aircraft structures / P. Bałon et al. *Applied Computer Science*. 2018. Vol. 14, no. 2. P. 82–95.
73. Horn B. K. P. Closed-form solution of absolute orientation using unit quaternions. *Journal of the Optical Society of America A*. 1987. Vol. 4, is. 4. P. 629–642.
74. Horn B. K. P., Hilden H. M., Negahdaripour S. Closed-form solution of absolute orientation using orthonormal matrices. *Journal of the Optical Society of America A*. 1988. Vol. 5, is. 7. P. 1127–1135.
75. Hsieh T. H., Watanabe T., Hsu P. E. Calibration of rotary encoders using a shift-angle method. *Applied Sciences*. 2022. Vol. 12, is. 10. Art. No. 5008.
76. Huang J., Lu Y., Zhu L. M. Real-time feedrate scheduling for five-axis machining by simultaneously planning linear and angular trajectories. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2018. Vol. 135. P. 78–96.
77. Hubert P. Autoclave and out-of-autoclave processing of prepregs. *Design and Manufacture of Structural Composites* / ed. by L. Harper, M. Clifford. Cambridge : Woodhead Publishing, 2023. P. 209–236.
78. Imitation model of a high-speed induction motor with frequency control / V. Pliugin et al. *Electrical Engineering & Electromechanics*. 2017. No. 6. P. 14–20.
79. Influence of fiber tension during filament winding on the mechanical properties of composite pressure vessels / A. Błachut et al. *Composite Structures*. 2023. Vol. 304. Art. No. 116337.
80. Investigation of processes in high-speed equipment using CNC capabilities / Y. Aksonov et al. *MM Science Journal*. 2019. Vol. 2019, no. 04. P. 3271–3276.
81. Investigation of the portal-type machine tool gear-belt gearbox / Y. Tsegelnyk et al. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2022. Vol. 2022, is. 11. P. 295–302.

82. Investigation of the required discreteness of interpolation movement parameters in cyber-physical systems / V. Kombarov et al. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*. 2022. Vol. 66, no. 1. P. 1–9.
83. Ishizaki K., Sencer B., Shamoto E. Cross coupling controller for accurate motion synchronization of dual servo systems. *International Journal of Automation Technology*. 2013. Vol. 7, is. 5. P. 514–522.
84. Ji W., Wang Y., Liu H., Wang L. Interface architecture design for minimum programming in human-robot collaboration. *Procedia CIRP*. 2018. Vol. 72. P. 129–134.
85. Jia H., Yu L., Zhao H., Jiang Y. A new method of angle measurement error analysis of rotary encoders. *Applied Sciences*. 2019. Vol. 9, is. 16. Art. No. 3415.
86. Jiang H., Fu H., Han Z., Jin H. Elimination of gear clearance for the rotary table of ultra heavy duty vertical milling lathe based on dual servo motor driving system. *Applied Sciences*. 2020. Vol. 10, is. 11. Art. No. 4050.
87. Jiang X., Wang L., Liu C. Geometric accuracy evaluation during coordinated motion of rotary axes of a five-axis machine tool. *Measurement*. 2019. Vol. 146. P. 403–410.
88. Jipa A., Dillenburger B. 3D printed formwork for concrete: state-of-the-art, opportunities, challenges, and application. *3D Printing and Additive Manufacturing*. 2022. Vol. 9, is. 2. P. 84–107.
89. Khostikoev M. Z., Timiryazev V. A., Orlov E. M. Control of the machining precision in thread cutting. *Russian Engineering Research*. 2018. Vol. 38, is. 12. P. 1022–1025.
90. Kline W. A., DeVor R. E. The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling. *International Journal of Machine Tool Design and Research*. 1983. Vol. 23, is. 2/3. P. 123–140.
91. Ko K. H., Maekawa T., Patrikalakis N. M. An algorithm for optimal free-form object matching. *Computer-Aided Design*. 2003. Vol. 35, is. 10. P. 913–923.
92. Kolar P., Sulitka M., Matyska V., Fojtu P. Optimization of five-axis finish milling using a virtualmachine tool. *MM Science Journal*. 2019. Vol. 2019, is. 05. P. 3534–3543.
93. Kondratiev A. V., Gaidachuk V. E. Mathematical analysis of technological parameters for producing superfine prepregs by flattening carbon fibers. *Mechanics of Composite Materials*. 2021. Vol. 57, is. 1. P. 91–100.
94. Koustas I., Papingiotis T., Vosniakos G. C., Dine A. On the development of a filament winding robotic system. *Procedia Manufacturing*. 2018. Vol. 17. P. 919–926.
95. Kršulja M., Barišić B., Kudlaček J. Assembly setup for modular fixture machining process. *International Journal Advanced Engineering*. 2009. Vol. 3, is. 1. P. 39–51.

96. Landau I. D., Lozano R., M'Saad M., Karimi A. Adaptive Control: Algorithms, Analysis and Applications. London : Springer Science & Business Media, 2011. 567 p.
97. Lee A. C., Lin M. T., Pan Y. R., Lin W. Y. The feedrate scheduling of NURBS interpolator for CNC machine tools. *Computer Aided Design*. 2011. Vol. 43, is. 6. P. 612–628.
98. Li C., Yao B., Zhu X., Wang Q. Adaptive robust synchronous control with dynamic thrust allocation of dual drive gantry stage. *2014 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*. IEEE, 2014. P. 316–321.
99. Li H., Zhang W., Zhang J., Huang W. Fiber optic jerk sensor. *Optics Express*. 2022. Vol. 30, is. 4. P. 5585–5595.
100. Li Z. Tension control system design of a filament winding structure based on fuzzy neural network. *Engineering Review*. 2015. Vol. 35, is. 1. P. 9–17.
101. Lin C. C., Tai Y. C., Lee J. J., Chen Y. S. A novel point cloud registration using 2D image features. *EURASIP Journal on Advances in Signal Processing*. 2017. Vol. 2017, is. 1. Art. No. 5.
102. Lin C. Y., Lee C. H. Remote servo tuning system for multi-axis CNC machine tools using a virtual machine tool approach. *Applied Sciences*. 2017. Vol. 7, is. 8. Art. No. 776.
103. Liu C., Shi Y. A thermo-viscoelastic analytical model for residual stresses and spring-in angles of multilayered thin-walled curved composite parts. *Thin-Walled Structures*. 2020. Vol. 152. Art. No. 106758.
104. Liu Q., Liu H., Yuan S. High accurate interpolation of NURBS tool path for CNC machine tools. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2016. Vol. 29, is. 5. P. 911–920.
105. Luu P. T., Lee J. Y., Lee J. H., Woo B. C. Design and analysis of a permanent magnet synchronous motor considering axial asymmetric position of rotor to stator. *Energies*. 2019. Vol. 12, is. 24. Art. No. 4816.
106. Lyakhno V. Y., Fedorchenko A. V., Kivirenko O. B., Shnyrkov V. I. FRP Dewar for measurements in high pulsed magnetic fields. *Cryogenics*. 2009. Vol. 49, is. 8. P. 425–428.
107. Ma F., Cao W., Luo Y., Qiu Y. The review of manufacturing technology for aircraft structural part. *Procedia CIRP*. 2016. Vol. 56. P. 594–598.
108. Management, analysis, and visualization of experimental and observational data – The convergence of data and computing / E. W. Bethel et al. *2016 IEEE 12th International Conference on e-Science (e-Science)*. IEEE, 2016. P. 213–222.
109. Manufacturing defects in thermoplastic composite pipes and their effect on the in-situ performance of thermoplastic composite pipes in oil and gas applications / O. Okolie et al. *Applied Composite Materials*. 2023. Vol. 30, no. 1. P. 231–306.

110. Marques E. A. S., Carbas R. J. C., Akhavan-Safar A., da Silva L. F. M. Adhesively bonded polymer composite joints. *Encyclopedia of Materials: Plastics and Polymers* / ed. by M. S. J. Hashmi. Amsterdam : Elsevier, 2022. Vol. 2. P. 37–57.
111. Martinova L. I., Fokin N. N. An approach to creation of a unified system of programming CNC machines in the dialog mode. *MATEC Web of Conferences*. 2018. Vol. 224. Art. No. 01101.
112. Martinova L. I., Martinov G. M. Prospects for CNC machine tools. *Russian Engineering Research*. 2019. Vol. 39, is. 12. P. 1080–1083.
113. Mathematical model for dynamic characteristics of automatic electrohydraulic drive for technological equipment / V. Sokolov et al. *Journal of Physics: Conference Series*. 2020. Vol. 1553. Art. No. 012013.
114. Mathematical model of the stress state of the antenna radome joint with the load-bearing edging of the skin cutout / S. Kurennov et al. *International Conference on Reliable Systems Engineering (ICoRSE) – 2021* / ed. by D. D. Cioboată. Cham : Springer, 2022. LNNS, vol. 305. P. 287–295.
115. McKeown P. A. The role of precision engineering in manufacturing of the future. *CIRP Annals*. 1987. Vol. 36, is. 2. P. 495–501.
116. Mechanical characterization of particulated FRP composite pipes: A comprehensive experimental study / F. Saghir et al. *Polymer Testing*. 2021. Vol. 93. Art. No. 107001.
117. Mertiny P., Ellyin F. Influence of the filament winding tension on physical and mechanical properties of reinforced composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2002. Vol. 33, is. 12. P. 1615–1622.
118. Method of winding of small-diameter pipes using vibration effects / O. Gaidachuk et al. *Smart Technologies in Urban Engineering* / ed. by O. Arsenyeva et al. Cham : Springer, 2023. LNNS, vol. 807. P. 175–184.
119. Mindermann P., Witt M. U., Gresser G. T. Pultrusion-winding: A novel fabrication method for coreless wound fiber-reinforced thermoset composites with distinct cross-section. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2022. Vol. 154. Art. No. 106763.
120. Misura S., Smetankina N., Misiura I. Optimal design of the cyclically symmetrical structure under static load. *Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering – 2020* / ed. by M. Nechyporuk et al. Cham : Springer, 2021. LNNS, vol. 188. P. 256–266.
121. Mora H., Mora-Pascual J. M., Garcia-Garcia A., Martinez-Gonzalez P. Computational analysis of distance operators for the iterative closest point algorithm. *PloS ONE*. 2016. Vol. 11, is. 10. Art. No. e0164694.

122. Muliana A. H. Spatial and temporal changes in physical properties of epoxy during curing and their effects on the residual stresses and properties of cured epoxy and composites. *Applications in Engineering Science*. 2021. Vol. 7. Art. No. 100061.
123. Mulvihill D. M., Sutcliffe M. P. Effect of tool surface topography on friction with carbon fibre tows for composite fabric forming. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2017. Vol. 93. P. 199–206.
124. Nicolescu A., Avram C., Ivan M. Optimal servomotor selection algorithm for industrial robots and machine tools NC axis. *Proceedings in Manufacturing Systems*. 2014. Vol. 9, is. 2. P. 105–114.
125. Nittler K. M., Farouki R. T. A real-time surface interpolator methodology for precision CNC machining of swept surfaces. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2016. Vol. 83. P. 561–574.
126. Nuchter A., Lingemann K., Hertzberg J. Cached k-d tree search for ICP algorithms. *Sixth International Conference on 3-D Digital Imaging and Modeling (3DIM 2007)*. IEEE, 2007. P. 419–426.
127. Numerical control of fiberglass pipe bends manufacturing / V. Kombarov et al. *2021 IEEE 2nd KhPI Week on Advanced Technology (KhPIWeek)*. IEEE, 2021. P. 357–362.
128. Numerical control of machining parts from aluminum alloys with sticking minimization / V. Kombarov et al. *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*. 2021. Vol. 1, no. 9. P. 209–216.
129. Numerical investigation on the strength of different types of adhesively bonded lap joints / A. Boban et al. *Materials Today: Proceedings*. 2023. Vol. 72. P. 2255–2260.
130. Obukhov A. I., Martinova L. I., Lyubimov A. B. Developing of the Look Ahead algorithm for linear and nonlinear laws of control of feedrate in CNC. *Automation and Remote Control*. 2020. Vol. 81, is. 2. P. 380–386.
131. Orazi L., Tani G. Geometrical inspection of designed and acquired surfaces. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2007. Vol. 34, iss. 1/2. P. 149–155.
132. Part localization theory and its application on near-net-shape machining / Z. Chang et al. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2019. Vol. 101, is. 9/12. P. 2663–2679.
133. Path, feedrate and trajectory planning for free-form surface machining: A state-of-the-art review / Y. Sun et al. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2022. Vol. 35, is. 8. P. 12–29.
134. Pavlenko D., Dvirnyk Y., Przysowa R. Advanced materials and technologies for compressor blades of small turbofan engines. *Aerospace*. 2020. Vol. 8, is. 1. Art. No. 1.

135. Petrakov Y., Danylchenko M., Petryshyn A. Programming spindle speed variation in turning. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2017. Vol. 2, no. 1. P. 4–9.
136. Petrakov Y., Shuplietsov D. Contour milling programming technology for virtual basing on a CNC machine. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. Vol. 2, no. 1. P. 54–60.
137. Petrakov Y., Shuplietsov D. Programming of adaptive machining for end milling. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. No. 1 (79). P. 34–40.
138. Prieto F., Redarce H. T., Lepage R., Boulanger P. A non contact CAD based inspection system. *Quality Control by Artificial Vision*. Canadian Information Processing Society, 1999. P. 133–138.
139. Pritchard D. J., MacPherson A. Globalization of commercial aircraft manufacturing. *SAE Technical Papers*. 2003. Paper No. 2003-01-3015.
140. Prokin M. Extremely wide-range speed measurement using a double-buffered method. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 1994. Vol. 41, is. 5. P. 550–559.
141. Qin Q., Huang J., Yao J. A real-time adaptive look-ahead speed control algorithm for FDM-based additive manufacturing technology with Hbot kinematic system. *Rapid Prototyping Journal*. 2019. Vol. 25, is. 6. P. 1095–1107.
142. Rai J. K., Xirouchakis P. Finite element method based machining simulation environment for analyzing part errors induced during milling of thin-walled components. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2008. Vol. 48, is. 6. P. 629–643.
143. Rangel-Magdaleno J. J., Romero-Troncoso R. J., Osornio-Rios R. A., Cabal-Yepez E. Novel oversampling technique for improving signal-to-quantization noise ratio on accelerometer-based smart jerk sensors in CNC applications. *Sensors*. 2009. Vol. 9, is. 5. P. 3767–3789.
144. Ratchev S., Liu S., Huang W., Becker A. A. A flexible force model for end milling of low-rigidity parts. *Journal of Materials Processing Technology*. 2004. Vol. 153. P. 134–138.
145. Rebelein C., Zaeh M. F. Friction in feed drives of machine tools: investigation, modeling and validation. *Production Engineering*. 2016. Vol. 10, is. 4. P. 497–507.
146. Referencing strategies for high accuracy machining of large aircraft components with mobile robotic systems / H. Susemihl et al. *SAE Technical Papers*. 2017. Paper No. 2017-01-2166.
147. Requirements in designing a device for experimental investigation of threading accuracy / L. Slătineanu et al. *MATEC Web of Conferences*. 2017. Vol. 112. Art. No. 01005.

148. Research and development on control system of winding machine for FRP sand-filling pipes / J. Xu et al. *2006 6th World Congress on Intelligent Control and Automation*. IEEE, 2006. Vol. 2. P. 7997–8001.
149. Research on winding trajectory planning for elbow pipe based on industrial robot / J. Xu et al. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. Vol. 93. P. 537–545.
150. Review on techniques to improve the strength of adhesive joints with composite adherends / X. Shang et al. *Composites Part B: Engineering*. 2019. Vol. 177. Art. No. 107363.
151. Robotic coreless filament winding for hyperboloid tubular composite components in construction / S. Bodea et al. *Automation in Construction*. 2021. Vol. 126. Art. No. 103649.
152. Robotic filament winding technique (RFWT) in industrial application: A review of state of the art and future perspectives / M. Quanjin et al. *International Research Journal of Engineering and Technology*. 2019. Vol. 5, no. 12. P. 1668–1676.
153. Robotic filament winding: An innovative technology to manufacture complex shape structural parts / L. Sorrentino et al. *Composite Structures*. 2019. Vol. 220. P. 699–707.
154. Robust iterative closest point algorithm based on global reference point for rotation invariant registration / S. Du et al. *PloS ONE*. 2017. Vol. 12, is. 11. Art. No. e0188039.
155. Sarh B., Buttrick J., Munk C., Boss R. Aircraft manufacturing and assembly. *Springer Handbook of Automation* / ed. by S. Nof. Berlin ; Heidelberg : Springer, 2009. SHB. P. 893–910.
156. Schiel M., Dilger K. Kinetic analysis for the determination of cure-dependent mechanical properties of adhesives. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*. 2014. Vol. 228, is. 2. P. 92–99.
157. Schönfeld J., Schönfeld R. Hydrostatischer gewindetrieb: besser als der linearmotor. *Werkstatt und Betrieb*. 2002. No. 11. P. 32–35.
158. Schraeder T. F., Farouki R. T. Experimental performance analysis of an inverse dynamics CNC compensation scheme for highspeed execution of curved toolpaths. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2014. Vol. 73. P. 195–208.
159. S-curve algorithm of acceleration/deceleration with smoothly-limited jerk in high-speed equipment control tasks / V. Kombarov et al. *MM Science Journal*. 2019. Vol. 2019, no. 4. P. 3264–3270.
160. Segal A., Haehnel D., Thrun S. Generalized-ICP. *Robotics: Science and Systems*. 2009. Vol. 2, no. 4. Paper No. 021.

161. Servos J., Waslander S. L. Multi-channel generalized-ICP: a robust framework for multi-channel scan registration. *Robotics and Autonomous Systems*. 2017. Vol. 87. P. 247–257.
162. Shih Y. T., Chen C. S., Lee A. C. A novel cross-coupling control design for bi-axis motion. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2002. Vol. 42, is. 14. P. 1539–1548.
163. Shinde P. S., Thosar A. G., Ratnani P. L. Design of permanent magnet synchronous motor. *International Journal of Scientific & Engineering Research*. 2015. Vol. 6, is. 1. P. 107–110.
164. Simulation of low rigidity part machining applied to thin-walled structures / L. Arnaud et al. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2011. Vol. 54, is. 5/8. P. 479–488.
165. Smerdova O., Benchekroun O., Brunetiere N. Transversal friction of epoxy-lubricated and dry carbon tows: From initial stages to stabilised state. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2021. Vol. 143. Art. No. 106263.
166. Sokolov V., Krol O., Stepanova O. Choice of correcting link for electrohydraulic servo drive of technological equipment. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing II* / ed. by V. Ivanov et al. Cham : Springer, 2020. LNME. P. 702–710.
167. Sparsest balanced packing of irregular 3D objects in a cylindrical container / T. Romanova et al. *European Journal of Operational Research*. 2021. Vol. 291, is. 1. P. 84–100.
168. Sparsest packing of two-dimensional objects / T. Romanova et al. *International Journal of Production Research*. 2021. Vol. 59, is. 13. P. 3900–3915.
169. S-shape feedrate scheduling method with smoothly-limited jerk in cyber-physical systems / V. Kombarov et al. *International Conference on Reliable Systems Engineering (ICoRSE) - 2021* / ed. by D. D. Cioboată. Cham : Springer, 2022. LNNS, vol. 305. P. 54–68.
170. Startsev O. V., Vapirov Y. M., Lebedev M. P., Kychkin A. K. Comparison of glass-transition temperatures for epoxy polymers obtained by methods of thermal analysis. *Mechanics of Composite Materials*. 2020. Vol. 56, is. 2. P. 227–240.
171. State of the art review on process, system, and operations control in modern manufacturing / D. Djurdjanovic et al. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2018. Vol. 140, is. 6. Art. No. 061010.
172. Stoyan Y., Pankratov A., Romanova T. Placement problems for irregular objects: Mathematical modeling, optimization and applications. *Optimization Methods and Applications* / ed. by S. Butenko et al. Cham : Springer, 2017. SOIA, vol. 130. P. 521–559.

173. Stress-strain behaviour of reparable composite panel with step-variable thickness / A. Kondratiev et al. *Polymers*. 2021. Vol. 13, is. 21. Art. No. 3830.
174. Sun Y. W., Xu J. T., Guo D. M., Jia Z. Y. A unified localization approach for machining allowance optimization of complex curved surfaces. *Precision Engineering*. 2009. Vol. 33, is. 4. P. 516–523.
175. Tang A., Liu Z. Deformations of thin-walled plate due to static end milling force. *Journal of Materials Processing Technology*. 2008. Vol. 206, is. 1/3. P. 345–351.
176. Taniguchi N. Current status in, and future trends of, ultraprecision machining and ultrafine materials processing. *CIRP Annals*. 1983. Vol. 32, is. 2. P. 573–582.
177. Technological assurance of complex parts manufacturing / V. Karpus et al. *Advances in Design, Simulation and Manufacturing* / ed. by V. Ivanov et al. Cham : Springer, 2019. LNME. P. 51–61.
178. Technological possibilities of the carbide tools application for precision machining of WCLV hardened steel / M. Grabowski et al. *Advances in Science and Technology. Research Journal*. 2022. Vol. 16, no. 1. P. 141–148.
179. The milling of airframe components with low rigidity: a general approach to avoid static and dynamic problems / S. Herranz et al. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 2005. Vol. 219, is. 11. P. 789–801.
180. The motion differential characteristics estimation using incremental encoders in the CNC feedback loop / Y. Aksonov et al. *2022 IEEE 3rd KhPI Week on Advanced Technology (KhPIWeek)*. IEEE, 2022. P. 1–6.
181. Thomas R., Fischer F., Gude M. Adhesives for increasing the bonding strength of in situ manufactured metal-composite joints. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*. 2021. Vol. 235, no. 13. P. 3256–3269.
182. Thomas R., Wehler S., Fischer F. Predicting the process-dependent material properties to evaluate the warpage of a co-cured epoxy-based composite on metal structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*. 2020. Vol. 133. Art. No. 105857.
183. Timoshenko S., Woinowsky-Krieger S. *Theory of Plates and Shells*. New Delhi : McGraw-Hill Education, 2015. 580 p.
184. Tkachenko D., Tsegelnyk Y., Myntiuk S., Myntiuk V. Spectral methods application in problems of the thin-walled structures deformation. *Journal of Applied and Computational Mechanics*. 2022. Vol. 8, is. 2. P. 641–654.

185. Trykoz L., Kamchatnaya S., Pustovoitova O., Atynian A. Reinforcement of composite pipelines for multipurpose transportation. *Transport Problems*. 2018. Vol. 13, is. 1. P. 69–79.
186. Tsai M. S., Nien H. W., Yau H. T. Development of an integrated look-ahead dynamics-based NURBS interpolator for high precision machinery. *Computer-Aided Design*. 2008. Vol. 40, is. 5. P. 554–566.
187. Turk G., Levoy M. Zippered polygon meshes from range images. *Proceedings of the 21st Annual Conference on Computer Graphics and Interactive Techniques*. ACM, 1994. P. 311–318.
188. Using regression analysis for automated material selection in smart manufacturing / I. Pavlenko et al. *Mathematics*. 2022. Vol. 10, is. 11. Art. No. 1888.
189. Vambol O., Kondratiev A., Puhina S., Shevtsova M. Determining the parameters for a 3D-printing process using the fused deposition modeling in order to manufacture an article with the required structural parameters. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2021. Vol. 2, is. 1. P. 70–80.
190. Vargas-Rojas E. Prescriptive comprehensive approach for the engineering of products made with composites centered on the manufacturing process and structured design methods: Review study performed on filament winding. *Composites Part B: Engineering*. 2023. Vol. 243. Art. No. 110093.
191. Vazquez-Gutierrez Y., O’Sullivan D. L., Kavanagh R. C. Evaluation of three optical-encoder-based speed estimation methods for motion control. *The Journal of Engineering*. 2019. Vol. 2019, is. 17. P. 4069–4073.
192. Visual analytics: Scope and challenges / D. A. Keim et al. *Visual Data Mining* / ed. by S. J. Simoff et al. Berlin ; Heidelberg : Springer, 2008. LNCS, vol. 4404. P. 76–90.
193. Visualization and analysis of technological systems experimental operating results / Y. Aksonov et al. *2021 IEEE 16th International Conference on Computer Sciences and Information Technologies (CSIT)*. IEEE, 2021. Vol. 2. P. 141–146.
194. Wächter A., Biegler L. T. On the implementation of an interior-point filter line-search algorithm for large-scale nonlinear programming. *Mathematical Programming*. 2006. Vol. 106, is. 1. P. 25–57.
195. Wan M., Zhang W. H., Qin G. H., Wang Z. P. Strategies for error prediction and error control in peripheral milling of thin-walled workpiece. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2008. Vol. 48, is. 12/13. P. 1366–1374.
196. Wang C. Calibration of CNC machine tools. *Aerospace Engineering*. 2006. No 8. P. 10–11.
197. Wang C., Ghani S. B., Cheng K., Rakowski R. Adaptive smart machining based on using constant cutting force and a smart cutting tool /. *Proceedings of the*

Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture. 2013. Vol. 227, is. 2. P. 249–253.

198. Wang W., De Freitas S. T., Poulis J. A., Zarouchas D. A review of experimental and theoretical fracture characterization of bi-material bonded joints. *Composites Part B: Engineering*. 2021. Vol. 206. Art. No. 108537.

199. Wang Z., Hu C., Zhu Y. Trajectory modification method based on frequency domain analysis for precision contouring motion control systems. *Mechanical Systems and Signal Processing*. 2021. Vol. 158. Art. No. 107646.

200. Xu J., Wu J., Hou W. Parts localization oriented practical method for point projection on model surfaces based on subdivision. *Computer-Aided Design and Applications*. 2015. Vol. 12, is. 1. P. 67–75.

201. Xu X., Zhao M., Lin J. Detecting weak position fluctuations from encoder signal using singular spectrum analysis. *ISA Transactions*. 2017. Vol. 71. P. 440–447.

202. Yan Q., Luo M., Tang K. Multi-axis variable depth-of-cut machining of thin-walled workpieces based on the workpiece deflection constraint. *Computer-Aided Design*. 2018. Vol. 100. P. 14–29.

203. Zhang J. Research on CNC lathe programming and improving machining accuracy. *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 452. Art. No. 042050.

204. Zhu L. M., Zhang X. M., Ding H., Xiong Y. L. Geometry of signed point-to-surface distance function and its application to surface approximation. *Journal of Computing and Information Science in Engineering*. 2010. Vol. 10, is. 4. Art. No. 041003.

205. Zhu L., Xiong Z., Ding H., Xiong Y. A distance function based approach for localization and profile error evaluation of complex surface. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2004. Vol. 126, is. 3. P. 542–554.

206. Zhuang W., Shi H., Chen S., Li M. Effect of curing degree on forming of clinch-adhesive joint. *The Journal of Adhesion*. 2023. Vol. 99, is. 14. P. 2053–2079.

207. Аврамов А. А. Прогнозирование подачи при высокоскоростной механообработке. *Cutting Tool Engineering*. 2002. № 3 (54). С. 40–44.

208. Агеенко А. В. Методика настройки параметров УЧПУ токарных станков для обеспечения заданной точности контура детали. *Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии*. 2011. № 4 (288). С. 70–75.

209. Букреев В. Г., Гусев Н. В., Коваленко М. В. Программно-аппаратный комплекс для исследования алгоритмов интерполяции траекторий движения многокоординатных электроприводов. *Современные технологии автоматизации*. 2007. № 1. С. 46–54.

210. Бычков И. В., Ващук Ю. В., Комбаров В. В. Реставратор виртуальных эталонов деталей. *САПР и графика*. 2000. № 10. С. 90–92.

211. Бычков И. В., Комбаров В. В. Методические вопросы обучения студентов компьютерному проектированию конструкций. *Математичне моделювання*. 1998. № 3. С. 101–108.

212. Бычков И. В., Комбаров В. В. Некоторые проблемы освоения CALS технологий на авиационных предприятиях. *Информационные технологии в наукоемком машиностроении: компьютерное обеспечение индустриального бизнеса* / под общ. ред. А. Г. Братухина. Киев : Техника, 2001. С. 178–184.

213. Бычков И. В., Комбаров В. В. Прелюдия прозвучала. *САПР и графика*. 1999. № 2. С. 90–92.

214. Варнас Р. В., Комбаров В. В. Контроль геометрии изготовленных деталей по их аналитическим эталонам. *Комп'ютерне моделювання* : тези доп. міждерж. наук.-метод. конф. (30 черв. – 2 лип. 1999 р.). Дніпродзерж. держ. техн. ун-т. Дніпродзержинськ, 1999. С. 119–120.

215. Варнас Р. В., Комбаров В. В. Применение технологии высокоскоростного фрезерования на модернизированном оборудовании с ЧПУ. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2009. № 9 (66). С. 26–31.

216. Васильченко Я. В. Основы проектирования тяжелых станков с адаптивным управлением : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 / Донбас. гос. машиностроит. акад. Краматорск, 2016. 341 с.

217. Ганнель Л. В. Тенденции развития систем управления многоосевыми прецизионными электроприводами. *РИТМ: Ремонт. Инновации. Технологии. Модернизация*. 2009. № 10 (48). С. 42–44.

218. Грубый С. В., Зайцев А. М. Исследование концевых фрез при фрезеровании корпусных деталей из алюминиевых сплавов. *Наука и образование*. 2013. № 12. С. 31–54.

219. Дисперсне компонування при фінішному обробленні детонувальними газовими сумішами : монографія / Ю. Стоян та ін. Київ : Наукова думка, 2021. 171 с.

220. Добротворский С. С., Кононенко С. Н., Басова Е. В. Технологическое обеспечение высокоскоростного фрезерования деталей с неравномерной малой жёсткостью. *Вісник Національного технічного університету «ХПИ»* : зб. наук. пр. / Нац. техн. ун-т «ХПИ». Серія: Технології в машинобудуванні. Харків, 2018. № 6 (1282). С. 38–42.

221. Добротворський С. С., Добровольська Л. Г., Кононенко С. М. Аналіз відхилень при кінцевому фрезеруванні деталей з нерівномірною малою жорсткістю. *Резание и инструменты в технологических системах* : междунар. науч.-техн. сб. / Нац. техн. ун-т «ХПИ». Харьков, 2018. Вып. 89. С. 59–63.

222. Комбаров В. В. Підвищення кінематичної точності механічної обробки на верстатах з ЧПК монолітних вузлів силової конструкції планера

літака : дис. ... канд. техн. наук: 05.07.02 / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2020. 226 с.

223. Комбарова Е. В., Варнас Р. В. Исследование кинематических параметров движения органов станка с ЧПУ. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2009. № 10 (67). С. 72–77.

224. Космынин А. В., Чернобай С. П. Применение инструмента из сверхтвердых материалов для обработки авиационных деталей. *Современные наукоемкие технологии*. 2012. № 9. С. 67–68.

225. Кривцов В. С., Комбаров В. В. Использование аналитических эталонов геометрии деталей при изготовлении штамповой оснастки. *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии* : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиаци. ин-т». Харьков, 2003. Вып. 19. С. 149–157.

226. Кривцов В. С., Комбарова Е. В., Варнас Р. В., Аксенов Е. А. Программно-аппаратный комплекс для исследования алгоритмов и процессов в станках с ЧПУ. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2011. № 4 (81). С. 5–11.

227. Кривцов В. С., Халилов С. А., Минтюк В. Б. Устойчивость силового кессона крыла. Численный анализ на основе метода идентификации краевых условий. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2007. № 3 (39). С. 5–26.

228. Маданов А. В. Анализ технологической подготовки производства авиационных деталей сложной геометрии на станках с числовым программным управлением // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2014. Т. 16, № 1 (5). С. 1467–1472.

229. Мартинов Г. М., Мартинова Л. И. Современные тенденции в области числового программного управления станочными комплексами. *СТИН*. 2010. № 7. С. 7–11.

230. Математична модель та метод розв'язання задачі віртуального базування / С. І. Планковський та ін. *Cybernetics and Computer Technologies*. 2022. № 4. С. 33–44.

231. Метод віртуального базування деталей з формою, наближеною до форми заготовок / С. І. Планковський та ін. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2020. № 4(164). С. 74–82.

232. Мяслица А. К., Варнас Р. В. Технологическая подготовка производства методом компьютерного моделирования сложных сопрягаемых агрегатов. *Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии* : сб. науч. тр. / Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиаци. ин-т». Харьков, 1998. Вып. 1. С. 30–34.

233. Мялища А. К., Комбаров В. В. Моделирование конструкции и технологическая увязка самолета в компьютерных системах проектирования. *Математичне моделювання*. 1998. № 3. С. 108–112.
234. Новиков Ф. В., Жовтобрюх В. А., Новиков Г. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки : монография. Днепр : ЛИРА, 2017. 452 с.
235. Опукла багатокутна оболонка для пари нерегулярних об'єктів / В. М. Дубинський та ін. *Cybernetics and Computer Technologies*. 2021. № 2. С. 13–24.
236. Основы теории резания материалов : учебник / Н. П. Мазур и др. ; под общ. ред. Н. П. Мазура и А. И. Грабченко. Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. 534 с.
237. Петраков Ю. В. Развитие САМ систем автоматизованого програмування верстатів з ЧПУ : монографія. Київ : Січкап, 2011. 220 с.
238. Потапов В. А. Линейные приводы: экономика и жизнь. *ИТО новости*. 2001. № 2. С. 47–53.
239. Потапов В. А. Опыт американских и германских фирм по ремонту, восстановлению и модернизации станочного оборудования. *Главный механик*. 2016. № 10. С. 16–19.
240. Принципи розробки та обґрунтування технологічних систем комбінованих процесів обробки з використанням лазерних джерел : звіт про НДР (заключн.) / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т» ; кер. С. Абашин ; викон.: Є. Цегельник [та ін.]. 0119U100941. Харків, 2020. 178 с.
241. Раисов Ю. А., Бычков И. В., Комбаров В. В. Управление скоростью приводов подач по S-образным законам для систем CNC. *Інформаційно-керуючі системи на залізничному транспорті*. 2006. № 1 (57). С. 24–28.
242. Розробка методу призначення режимів високошвидкісної адаптивної ЧПК обробки тонкостінних деталей ЛА та її конверсійне застосування : звіт про НДР (проміжн.) / Харків. нац. ун-т міськ. госп-ва ім. О. М. Бекетова ; кер. С. Планковський ; викон. : Є. Цегельник [та ін.]. 0121U109639. Харків, 2021. 153 с.
243. Розробка методу призначення режимів високошвидкісної адаптивної ЧПК обробки тонкостінних деталей ЛА та її конверсійне застосування : звіт про НДР (остаточн.) / Харків. нац. ун-т міськ. госп-ва ім. О. М. Бекетова ; кер. С. Планковський ; викон. : Є. Цегельник [та ін.]. 0121U109639. Харків, 2022. 195 с.
244. Розробка технології безперервного спірального намотування високоміцних елементів транспортно-пускових контейнерів ракетного озброєння : звіт про НДР (проміжн.) / Харків. нац. ун-т міськ. госп-ва ім. О. М. Бекетова ; кер. С. Планковський ; викон. : Є. Цегельник [та ін.]. 0123U101805. Харків, 2023. 110 с.
245. Сергеева Е.В. Высокоскоростная обработка. Определение, особенности и примеры применения в авиакосмической промышленности. *Приводная техника*. 2006. № 6. С. 2–6.

246. Серебrenицкий П. П. Линейные двигатели нового поколения. *Двигатель*. 2000. № 3 (9). С. 46–48.
247. Серков Н. А. Методы и средства измерений объемной точности многокоординатных станков с ЧПУ. *Вестник научно-технического развития*. 2012. № 3 (55). С. 26–46.
248. Сосонкин В. Л., Мартинов Г. М. Концепция числового программного управления мехатронными системами: методологические аспекты построения открытых систем ЧПУ. *Мехатроника, автоматизация, управление*. 2002. № 2. С. 2–11.
249. Степанов А. Высокоскоростное фрезерование в современном производстве. *CAD/CAM/CAE Observer*. 2004. № 1 (14). С. 71–78.
250. Тернюк Н. Э., Сорокин В. Ф., Демченко О.В. Структуры систем контроля точности в вариативных технологических системах. *Вестник Национального технического университета «ХПИ». Темат. вып.: Технологии в машиностроении* : сб. науч. тр. / Нац. техн. ун-т «ХПИ». Харьков, 2008. Вып. 4. С. 13–20.
251. Технология адаптивной механообработки от компании Delcam. *Оборудование и инструмент для профессионалов. Сер.: Металлообработка*. 2014. № 6. С. 56–60.
252. Технология обработки моноколес высокоскоростным фрезерованием / А. Я. Качан и др. *Вестник двигателестроения*. 2006. № 1. С. 106–116.
253. Фойту О. В. Вдосконалення технології виготовлення поздовжнього силового набору літака з застосуванням високошвидкісної обробки на обладнанні з ЧПК : дис. ... канд. техн. наук : 05.07.02 / Нац. аерокосм. ун-т ім. М. Є. Жуковського «Харків. авіац. ін-т». Харків, 2017. 194 с.
254. Халилов С. А. Метод идентификации краевых условий в задачах упругой устойчивости. Идея метода. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2003. № 1 (36). С. 15–21.
255. Халилов С. А., Минтюк В. Б., Ткаченко Д. А., Копычко В. В. Синтез метода идентификации краевых условий и метода конечных элементов. Прямоугольные пластины. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2017. № 4 (139). С. 4–26.
256. Шипуль О. В. Тенденции развития прецизионного производства. *Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов* : сб. науч. тр. / Нац. аерокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «Харьков. авиац. ин-т». Харьков, 2015. Вып. 1 (81). С. 77–90.

Наукове видання

ПЛАНКОВСЬКИЙ Сергій Ігорович
ЦЕГЕЛЬНИК Євген Володимирович
КОМБАРОВ Володимир Вікторович
БІЛЕЦЬКИЙ Ігор Васильович
СУХОНОС Марія Костянтинівна
АКСЬОНОВ Євген Олександрович
СОРОКІН Володимир Федорович
КІВІРЕНКО Олег Борисович
КОНДРАТЬЄВ Андрій Валерійович
КРИЖИВЕЦЬ Євген Олександрович
МИНТЮК Віталій Борисович
ПЛЮГІН Владислав Євгенович

**ВИРОБНИЦТВО ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ
ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ НА ОБЛАДНАННІ З ЧПК**

МОНОГРАФІЯ

Відповідальний за випуск *І. В. Білецький*
Редактор *О. В. Михаленко*
Комп'ютерне верстання *Є. В. Цегельник*
Дизайн обкладинки *Т. А. Лазуренко*

Підп. до друку 30.12.2023. Формат 60 × 84/16.
Папір офсетний. Друк цифровий. Ум. друк. арк. 14,4.
Наклад 100 пр. Зам. № 684

Видавець:
Харківський національний університет
міського господарства імені О. М. Бекетова,
вул. Маршала Бажанова, 17, Харків, 61002.
Електронна адреса: office@kname.edu.ua
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи:
ДК № 5328 від 11.04.2017.

Виготовлювач:
Типографія «Від А до Я»
Україна, м. Київ, вул. Колекторна, 38/40.
Електронна адреса: zakaz@fromatoz.ua
тел.: (068) 560-55-55.