ДОНБАСЬКА ДЕРЖАВНА МАШИНОБУДІВНА АКАДЕМІЯ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

ДОНБАСЬКА ДЕРЖАВНА МАШИНОБУДІВНА АКАДЕМІЯ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

МИРОНЕНКО ОЛЕГ ЄВГЕНОВИЧ

УДК 621.914.6

ДИСЕРТАЦІЯ
ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ ЛЕЗВІЙНИМ ІНСТРУМЕНТОМ АСИМЕТРІЧНИХ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Спеціальність 133 – Галузеве машинобудування
Галузь знань – 13 Механічна інженерія

Подається на здобуття наукового ступеня доктора філософії

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

_____ О.Є. Мироненко

Науковий керівник:
Васильченко Яна Василівна
доктор технічних наук,
професор

Краматорськ – 2026

Анотація

Мироненко О.Є. Підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора філософії (PhD) за спеціальністю 133 – Галузеве машинобудування. (13 – механічна інженерія). – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, 2026.

Дисертаційна робота присвячена вирішенню актуальної науково-технічної задачі важкого машинобудування України, яка полягає у підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс які застосовуються у важконавантажених великомодульних зубчастих передачах із постійним навантаженням зачеплення в одному напрямку.

Дисертаційна робота виконана на кафедрі «Комп'ютеризовані мехатронні системи, інструменти та технології » Донбаської державної машинобудівної академії.

Метою дисертаційної роботи є забезпечення зростання ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс шляхом оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності обробки, а також завдяки розробці системи інструментального забезпечення з використанням збірних модульних фрез;, що дасть змогу отримати прогнозовану форму, та підвищити експлуатаційні властивості важконавантажених великомодульних зубчастих передач.

У *вступі* доведена актуальність та важливість теми дисертаційної роботи, визначена мета і напрямки вирішення поставлених задач, сформульовано об'єкт і предмет дослідження. Наведена наукова новизна і практична значущість одержаних результатів.

У *першому розділі* проведено аналіз сучасного стану обробки великомодульних зубчастих коліс, з акцентом на можливість формування

асиметричного профілю зуба, необхідного для забезпечення надійних експлуатаційних характеристик зубчастих передач у важкому машинобудуванні. Окрему увагу приділено особливостям процесу обробки великогабаритних зубчастих передач з великою масою та розмірами. Встановлено, що подальше підвищення ефективності обробки таких коліс стримується недостатнім дослідженням процесів зубофрезерування асиметричних циліндричних зубчастих коліс.

У *другому розділі* дисертації представлено методичні підходи формоутворення асиметричних зубчастих коліс та управління якістю і продуктивністю зубофрезерування. Розроблено методику розрахунку зубчастої передачі з асиметричним профілем зуба великомодульних зубчастих коліс, яка враховує особливості навантаження та умови експлуатації. Для обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс із припуском під шліфування розроблена блок-схема алгоритму визначення оптимальних розмірів профілю черв'ячних фрез із протуберанцем з метою забезпечення сприятливих умов чистової обробки за рахунок нерівномірного розподілу припуску: більшим біля вершини, меншим біля ніжки зуба. Запропонована методологія управління якістю та продуктивністю зубофрезерування асиметричних зубчастих коліс Розглянуто теоретичні аспекти взаємозв'язку параметрів стану поверхневого шару зубчастих коліс з умовами їх обробки, що забезпечують задані експлуатаційні властивості.

У *третьому розділі* обґрунтовано підходи до прогнозування міцністних параметрів стану асиметричних зубчастих коліс та вибору і призначенню параметрів поверхневого шару великомодульних зубчастих коліс. Розроблено блок-схему розрахунку оптимальних параметрів стану контактуючих поверхонь асиметричних зубчастих коліс з урахуванням системи критеріїв, що характеризують стан поверхневого шару.. Доведено що для зубчастих передач із постійним навантаженим зачепленням в одному напрямку особливу роль відіграє зона контактування, яка визначає рівень експлуатаційної надійності при високих навантаженнях, тому для робочого профілю зуба колеса

рекомендується застосовувати більший кут тиску, для неробочого профілю – менший. {Розроблено алгоритм виготовлення великомодульних асиметричних зубчастих коліс з урахуванням параметрів стану робочих поверхонь, точності форми зуба колеса, що забезпечують задані експлуатаційні властивості, а отже, надійність і довговічність вузлів редукторів та механізмів.

У *четвертому розділі* розроблено систему інструментального забезпечення формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс. На основі особливостей формоутворення зубчастих коліс з асиметричним профілем зуба визначено основні принципи сучасного інструментального забезпечення обробки коліс : обмеження номенклатура фрез за рахунок оптимізації необхідної кількісті різноманітних компоновок та положень багатогранних пластин; швидке та легке зняття та заміна багатогранних пластин, та їх кріпильних елементів; уніфікація та максимально допустиме зменшення компонентних модулів і типорозмірів пластин у системі; обов'язкове використання багатогранних пластин з оптимальними параметрами передньої поверхні, що забезпечують задовільне стружковідведення. Оптимізовано довжину головних ріжучих крайок пластин фрез та проведено аналіз конструкцій для формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс. Обґрунтовано формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс дисковими немодульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин.

У *п’ятому розділі* досліджено фізичні процеси зубофрезерування при обробці великомодульних асиметричних зубчастих коліс. Розроблена математична модель розподілу теплових потоків при фрезеруванні зубчастих вінців рудорозмельних млинів збірними черв'ячними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної пластини і знятті великих перерізів зрізу. Запропонована математична модель дозволяє прогнозувати, при заданих режимах різання, розподіл теплових потоків і температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець. .Для впровадження енергозберігаючих технологій на виробнитстві досліджено

технологічні фактори, що визначають електроспоживання, і на цій основі, побудовано оптимізаційні моделі енергоефективності зубообробки. Для реалізації такого підходу запропоновано використання не одного, а декількох критеріїв, що впливають на ефективність зубофрезерування. Виділено найбільш істотні з них – наведені витрати, продуктивність праці, витрата твердого сплаву, потужність різання. В систему цільових функцій включена потужність різання, яка дозволяє призначати оптимальні режими процесу зубообробки, та мінімізувати в певних межах енерговитрати. Створено теоретичну модель процесу різання під час фрезерування зубчастих коліс, засновану на узагальненому енергетичному критерію, що стало науковою основою для розробки методики розрахунку і теоретичного визначення оптимальних режимів зубофрезерування черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин.

У *висновках* наведено основні результати отримані при розв'язанні поставлених завдань досліджень.

За *результатами дослідження отримано наступні наукові результати:*

1. Уперше розроблено напрямки забезпечення високої продуктивності процесу обробки лезвійним інструментом великомодульних циліндричних зубчастих коліс з. асиметричним профілем зуба шляхом багатокритеріальної оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності та особливостей процесу формоутворення збірними модульними фрезами, що дає змогу забезпечити прогнозовану асиметричну форму, якість поверхневого шару зубців та задані експлуатаційні властивості зубчастих передач.

2. Науково обґрунтовано та побудовано оптимізаційну модель енергоефективної обробки великомодульних циліндричних зубчастих коліс з асиметричним профілем з урахуванням не одного, а декількох критеріїв, що впливають на ефективність зубофрезерування – приведені витрати, продуктивність праці, витрати твердого сплаву, потужність різання. Включення в систему цільових функцій потужності різання, дозволяє виявити оптимальні режими процесу обробки, що мінімізують в певних межах енерговитрати.

3. Уперше розроблено математичну модель розподілу теплових потоків при фрезеруванні крупномодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної пластини і знятті великих перерізів зрізу. Запропонована математична модель дозволяє прогнозувати при заданих режимах різання розподіл теплових потоків і температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець

4. Уперше впроваджено системний підхід до інструментального забезпечення формоутворення зубчастих коліс з асиметричним профілем, що базується на апараті відповідностей і графовій моделі. Цей підхід враховує особливості елементів технологічної системи, а інструментальна система розуміється як набір конструктивних варіантів і розмірів збірних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин для формоутворення великомодульних зубчастих коліс.

Практичне значення отриманих результатів: отримані результати мають значну прикладну цінність для підприємств важкого машинобудування, оскільки дозволяють підвищити ефективність обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс за рахунок використання системи збірних фрез та оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезвійної обробки.

Застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів замість традиційного симетричного профілю дозволяє забезпечити покращені експлуатаційні властивості та довговічність і надійність великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів.

Розроблено систему інструментального забезпечення, що дає змогу підвищити ефективність зубофрезерування зубчастих коліс з асиметричним профілем. Запропоновано конструктивні рішення, що сприяють високопродуктивній обробці зубчастих коліс, зокрема, реалізовано оптимізацію довжини головних різальних крайок фрез з механічним кріпленням

багатогранних пластин, які забезпечують високу точність профілю крупномодульних асиметричних зубчастих коліс.

Основні положення впроваджено у виробництво на ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (м. Краматорськ), ПАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування», а також у навчальному процесі Донбаської державної машинобудівної академії та Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».

Ключові слова: зубчасті колеса, зубчасті передачі, зубофрезерування, різальна крайка, інструмент, поверхневий шар, якість, надійність, високошвидкісна обробка, ефективність, технологічна система, стружка, сили різання, режими різання, критерій оптимальності.

Список публікацій здобувача:

Наукові праці, в яких опубліковані основні результати дисертаційної роботи:

Наукові праці у наукових фахових виданнях України та у наукових виданнях, проіндексованих у базах Scopus і Web of Science:

1. KLOCHKO Alexander, BASOVA Yevheniia, GASANOV Magomediemin, ZAKOVOROTNY Alexander, FEDORENKO Vitaly, MYRONENKO Oleh,, VORONTSOV Borys, RYAZANTSEV Anton, PROTASOV Roman. Scientific Basis for the Substantiation of Process Regulations for the Micro-Cutting of Hardened Gears // *Strojnícky časopis – Journal of MECHANICAL ENGINEERING*, – Bratislava : Volume 73, No. 2, (2023).,

2. Охрименко О.О., Камчатна–Степанова К.В., Клочко Л.В., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є., Іванченко В.В. Аналітичний підхід прогнозування стану міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ»,

2023. – №2 (8) – С. 126–133. ISSN 2079–004X., DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01.

3. Юрчишин О,Я., Півень Л.В., Скідан Н.П., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є., Юрьєв М.В. Функціональний зв'язок умов обробки з параметрами стану поверхні зубів рійок. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2023. – № 1 (7) 2023. – С. 22–28. – ISSN 2079-004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.1(7).03.

4. Васильченко Я.В. Мироненко О.Є Підвищення міцності привідних шестерень безпілотних літальних апаратів. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2025. – №1 (11) 2025. – С. 47–52. – ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01.

5. Васильченко Я. В., Мироненко О.Є. Моделювання теплових потоків у системі«збірна черв’ячна модульна фреза-стружка-зубчастий вінець» обробки великомодульниих зубчастих коліс. // Науковий вісник Івано – Франківського національного технічного університету нафти і газу. 2025-№2(59)- с134-143. – ISSN 1993-9965, DOI:10.31471/1993-9965-2025-2(59)-134-143.

6. Мироненко О. Є. Оптимізація режимів зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс черв’ячними фрезами оснащеними твердосплавними пластинами з урахуванням енерговитрат // Вісник Сумського національного аграрного університету. Серія: Механізація та автоматизація виробничих процесів № 4(2025) ISSN: 2708-4892, e-ISSN: 2708-4906, DOI: 10.32782/msnau.2025.4.23

Інші праці:

7. Тимофєєв Ю.В., Шаповалов В.Ф., Клочко О.О., Мироненко Є.В., Трунов В.В., Мироненко О.Є. Спеціальні технології зубообробки крупномодульних

загартованих коліс :[монографія] – Краматорськ: ДДМА, 2011. – 128 с. – ISBN 978-966-379-524-9.

Опубліковані праці апробаційного характеру:

8. Камчатна-Степанова К.В., Скоркін А.О., Півень Л.В., Антоненко Я.С., Мироненко О.Є. Співвідношення сумарних периметрів одночасно ріжучих зубів стандартних фрез і фрез із роздільною схемою формоутворення шевронних коліс // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали 20-ї Міжнар. наук.-техн. конф., 01–03 вересня 2022 р., Краматорськ – Тернопіль / [заг. ред. В. Д. Ковальова]; Донбас. держ. машинобуд. акад.; Тернопіль. нац. техн. ун-т ім. Івана Пулюя. – Електрон. текст. дані. – Краматорськ : ДДМА, 2022 – С. 79. – ISBN 978-617-7889-20-4.

9. Клочко О.О. Саприкіна Є.В., Мироненко О.Є. Ланцюгове логарифмічне сполучення зубчастих передач. // XXXI Міжнародна науково-технічна конференція. MicroCAD-2023.17–23 травня 2023р м. Харків НТУ «ХПІ» – С 171. – ISBN 2222-2944.

10. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Вибір параметрів асиметричних передач для редукторів у важкому машинобудуванні. // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали Міжнародної XXI науково-технічної конференції 20 – 22 червня 2023 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ–Тернопіль: ДДМА, 2023. – С. 83–85. – ISBN 978-617-7889-45-7.

11. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Вимірювання зубчастих асиметричних передач циліндричних коліс. // «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», 28–30 травня 2024 року, м. Краматорськ-Тернопіль, ДДМА – С. 34. – ISBN 978-617-7889-70-9.

12. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Асиметричні зубчасті передачі для редукторів у важкому машинобудуванні. //Матеріали VIII міжнар. наук.-практ. конф. «Сучасні технології промислового комплексу» (17-19 вересня 2024 р., м. Херсон, м. Хмельницький). С 135. – ISBN 978-617-8187-33-0 (електронне

видання).

13. Я.В.Васильченко, О.Є.Мироненко. Підвищення довговічності важконавантажених зубчастих передач за рахунок зміни профіля на асиметричний. // Збірник наукових праць XIII Міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні». Львів – Звенів (Карпати), 18-21 лютого 2025 року. – Львів: Видавництво Львівської політехніки, 2025. – С. 29

14. Мироненко О.Є. Профілювання черв'ячних фрез з протуберанцем для обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XXIII Міжнародної науково-технічної конференції 28 – 31 травня 2025 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ-Тернопіль: ДДМА, 2025. – С. 147–149. – ISBN 978-617-7893-02-7.

15. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Розподіл теплових потоків при зубофрезеруванні збірними модульними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні. // Збірник наукових праць XIV Міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні АТМЕ-2026». Івано - Франківськ – Яремче, 9–13 лютого 2026 року. – С. 73–74. – ISBN 978-617-8320-83-6.

Abstract

Myronenko O.Ye. Increasing the Efficiency of Machining Asymmetric Cylindrical Gears with Cutting Tools. Qualification research paper (manuscript).

Dissertation for the degree of Doctor of Philosophy (PhD) in Specialty 133 – Industrial Mechanical Engineering (Field 13 – Mechanical Engineering). Donbas State Engineering Academy, Kramatorsk, 2026.

This dissertation addresses a pressing scientific and technological challenge in Ukraine's heavy engineering sector: enhancing the efficiency of machining asymmetric cylindrical gears with cutting tools. Such gears are widely employed in heavily loaded, large-module gear transmissions operating under constant unidirectional load conditions.

The research was conducted at the Department of *Computerized Mechatronic Systems, Tools, and Technologies* of the Donbas State Engineering Academy.

The aim of the dissertation is to increase the efficiency of machining asymmetric cylindrical gears using cutting tools by optimizing gear hobbing parameters with due regard to energy efficiency, as well as by developing a tooling system based on modular assembled cutters. This approach makes it possible to obtain a predictable tooth profile geometry and to improve the operational performance of heavily loaded large-module gear transmissions.

The *introduction* substantiates the relevance and importance of the topic of the dissertation is proved, the purpose and directions of solving the tasks are determined, the object and subject of research are formulated. The scientific novelty and practical significance of the results obtained are given.

In the first chapter, an analysis of the current state of machining large-module gears is presented, with particular emphasis on the feasibility of forming an asymmetric tooth profile required to ensure reliable operational characteristics of gear transmissions in heavy engineering. Special attention is devoted to the specific features of machining large-scale gear drives with considerable mass and dimensions. It has been established that further improvement in the efficiency of machining such gears is

constrained by the insufficient investigation of gear hobbing processes for asymmetric cylindrical gears.

In *the second chapter* of the dissertation, methodological approaches to the formation of asymmetric gears and to the management of quality and productivity in gear hobbing are presented. A calculation methodology for gear transmissions with an asymmetric tooth profile in large-module gears has been developed, taking into account specific loading conditions and operational requirements. For the machining of large-module asymmetric gears with grinding allowance, a block diagram algorithm was designed to determine the optimal dimensions of protuberance worm cutters. This ensures favorable finishing conditions by enabling a non-uniform distribution of allowance: greater near the tooth tip and smaller near the tooth root.

The proposed methodology provides a framework for managing both the quality and productivity of gear hobbing processes for asymmetric gears. Theoretical aspects of the relationship between the parameters of the surface layer state and machining conditions are examined, ensuring that the required operational properties of the gears are achieved.

In *the third chapter*, approaches to predicting the strength parameters of asymmetric gears and to selecting and assigning the parameters of the surface layer of large-module gears are substantiated. A block-diagram methodology has been developed for calculating the optimal parameters of the contacting surfaces of asymmetric gears, taking into account a system of criteria that characterize the state of the surface layer. It has been demonstrated that, for gear transmissions with constant loaded engagement in one direction, the contact zone plays a decisive role in determining operational reliability under high loads. Therefore, for the working tooth profile of the gear, a larger pressure angle is recommended, while for the non-working profile a smaller angle is preferable. To achieve this, the asymmetry coefficient K of the gear transmission is determined by balancing the potential for surface damage accumulation, which depends on working contact stresses and the number of load cycles on the tooth flanks. An algorithm has been developed for the manufacturing of large-module asymmetric gears that incorporates parameters of the surface layer

condition and tooth profile accuracy. This ensures the required operational properties, thereby enhancing the reliability and durability of gear units and mechanisms.

In *the fourth chapter*, a tooling system for the formation of large-module asymmetric gears is developed. Based on the specific features of gear shaping with an asymmetric tooth profile, the fundamental principles of modern tooling support for gear machining are defined: limiting the range of cutters through optimization of the required number of configurations and positions of indexable inserts; rapid and easy removal and replacement of inserts and their fastening elements; unification and maximum permissible reduction of component modules and insert sizes within the system; and mandatory use of inserts with optimized rake face parameters to ensure satisfactory chip evacuation.

The length of the main cutting edges of the cutter inserts has been optimized, and a structural analysis of tools for shaping large-module asymmetric gears has been carried out. The study substantiates the feasibility of forming large-module asymmetric gears using disk-type non-modular cutters with mechanically fastened indexable inserts.

In *the fifth chapter*, the physical processes of gear hobbing during the machining of large-module asymmetric gears are investigated. A mathematical model has been developed to describe the distribution of thermal flows in the milling of gear rims for ore-grinding mills using assembled worm cutters with a curvilinear rake face of carbide inserts and large cross-sections of material removal. The proposed model enables prediction of thermal flow distribution and temperature within the system—chip, carbide insert of the assembled worm cutter, and gear rim—under specified cutting regimes. To implement energy-saving technologies in production, technological factors determining power consumption were studied, and on this basis, optimization models of energy efficiency in gear machining were constructed. The approach involves the use of multiple criteria influencing the efficiency of gear hobbing, with the most significant identified as specific costs, labor productivity, carbide consumption, and cutting power. Cutting power was included in the system of objective functions, allowing for the assignment of optimal machining regimes and the

minimization of energy consumption within defined limits. A theoretical model of the cutting process during gear milling was created, based on a generalized energy criterion. This model provided the scientific foundation for the development of a methodology for calculating and theoretically determining optimal hobbing regimes using worm modular cutters with mechanically fastened carbide inserts and wear-resistant coatings.

The *conclusions* present the main results obtained in solving the research tasks.

As *a result of the research, the following scientific contributions have been obtained:*

1. For the first time, directions have been developed to ensure high productivity in the machining of large-module cylindrical gears with an asymmetric tooth profile using cutting tools. This has been achieved through multi-criteria optimization of gear hobbing regimes, taking into account energy efficiency and the specific features of gear shaping with assembled modular cutters. The proposed approach makes it possible to obtain a predictable asymmetric tooth geometry, improve the quality of the gear surface layer, and ensure the required operational properties of gear transmissions.

2. A scientifically substantiated and optimized model of energy-efficient machining for large-module cylindrical gears with an asymmetric tooth profile has been developed. Unlike single-criterion approaches, this model incorporates multiple factors influencing the efficiency of gear hobbing—namely, specific costs, labor productivity, carbide consumption, and cutting power. The inclusion of cutting power in the system of objective functions enables the identification of optimal machining regimes that minimize energy consumption within defined limits, while simultaneously ensuring high productivity and reliable gear performance.

3. For the first time, a mathematical model has been developed to describe the distribution of thermal flows during the milling of large-module gear rims using assembled worm cutters with a curvilinear rake face of carbide inserts and the removal of large cross-sections of material. The proposed model makes it possible to predict, under specified cutting regimes, the distribution of thermal flows and the temperature within the system: chip – carbide insert of the assembled worm cutter – gear rim.

4. For the first time, a systematic approach has been introduced to the tooling support of gear shaping with an asymmetric tooth profile, based on the apparatus of correspondences and a graph-based model. This approach takes into account the specific features of elements within the technological system, while the tooling system is conceptualized as a set of constructive variants and dimensional configurations of assembled cutters with mechanically fastened indexable inserts, designed for the formation of large-module gears.

The obtained results have practical value for enterprises in the heavy engineering sector, as they enable increased efficiency in the machining of asymmetric cylindrical gears with cutting tools through the investigation and optimization of gear hobbing processes, taking into account the energy efficiency of cutting operations.

The application of gear transmissions with an asymmetric tooth profile, instead of the traditional symmetric design, has made it possible to achieve improved operational characteristics in large-scale machinery, gearboxes, ore-grinding mills, and conveyors.

A modern tooling system has been developed that enables the achievement of a predictable asymmetric tooth geometry, improved surface layer quality, and enhanced operational properties of gear transmissions. In particular, the length of the cutting edges of indexable inserts has been optimized, and assembled cutters with mechanically fastened inserts have been proposed. These solutions ensure high quality, accuracy, and productivity in the machining of cylindrical gears with cutting tools.

The main provisions of the research have been implemented in production at PJSC “Novokramatorsk Machine-Building Plant” (Kramatorsk) and PJSC “Kramatorsk Heavy Machine Tool Plant”, as well as integrated into the educational process at the Donbas State Engineering Academy and the National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute.”

Key words: gear wheel, gear train, gear milling, cutting edge, tool, surface layer, quality, reliability, high-speed machining, efficiency, technological system, swarf, cutting forces, cutting modes, optimality criterion.

List of Publications of the Applicant

Scientific papers in which the main results of the dissertation are published:

Scientific papers in specialized academic journals of Ukraine and in journals indexed in Scopus and Web of Science:

1. Klochko, A., Basova, Y., Gasanov, M., Zakovorotny, A., Fedorenko, V., Myronenko, O., Vorontsov, B., Ryazantsev, A., & Protasov, R. (2023). Scientific basis for the substantiation of process regulations for the micro-cutting of hardened gears. *Strojnícky časopis – Journal of Mechanical Engineering*, 73(2). Bratislava.

2. Okhrimenko, O. O., Kamchatna–Stepanova, K. V., Klochko, L. V., Permyakov, Ye. O., Myronenko, O. Ye., & Ivanchenko, V. V. (2023). Analytical approach to predicting the strength parameters of asymmetric gears [Аналітичний підхід прогнозування стану міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс]. *Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a Machine Industry*, 2(8), 126–133. Kharkiv: NTU “KhPI”. ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01.

3. Yurchyshyn, O. Ya., Piven, L. V., Skidan, N. P., Permyakov, Ye. O., Myronenko, O. Ye., & Yuriev, M. V. (2023). Functional relationship between machining conditions and surface state parameters of gear teeth [Функціональний зв'язок умов обробки з параметрами стану поверхні зубів рейок]. *Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a Machine Industry*, 1(7), 22–28. Kharkiv: NTU “KhPI”. ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.1(7).03.

4. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2025). Increasing the strength of drive gears for unmanned aerial vehicles [Підвищення міцності привідних шестерен безпілотних літальних апаратів]. *Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a Machine Industry*, 1(11), 47–52. Kharkiv: NTU “KhPI”. ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01.

5. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2025). Modeling of thermal flows in the system “assembled worm modular cutter – chip – gear rim” during machining of large-module gears [Моделювання теплових потоків у системі «збірна черв’ячна модульна фреза – стружка – зубчастий вінець»]. *Scientific*

Bulletin of Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas, 2(59), 134–143. ISSN 1993-9965, DOI:10.31471/1993-9965-2025-2(59)-134-143.

6. Myronenko, O. Ye. (2025). Optimization of gear hobbing regimes for asymmetric gears using worm cutters with carbide inserts, considering energy consumption [Оптимізація режимів зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс черв'ячними фрезами оснащеними твердосплавними пластинами з урахуванням енерговитрат]. *Bulletin of Sumy National Agrarian University. Series: Mechanization and Automation of Production Processes*, 4. ISSN 2708-4892, e-ISSN 2708-4906, DOI: 10.32782/msnau.2025.4.23

Other Publications:

7. Timofeev, Yu. V., Shapovalov, V. F., Klochko, A. A., Myronenko, Ye. V., Trunov, V. V., & Myronenko, O. Ye. (2011). *Special technologies for gear machining of large-module hardened gears* [Спеціальні технології зубообробки великомодульних загартованих коліс]. Kramatorsk: Donbas State Engineering Academy. 128 p. ISBN 978-966-379-524-9.

Publications of an Approbatory Character:

8. Kamchatna-Stepanova, K. V., Skorkin, A. O., Piven, L. V., Antonenko, Ya. S., & Myronenko, O. Ye. (2022). Ratio of total perimeters of simultaneously cutting teeth of standard cutters and cutters with a separate shaping scheme for herringbone gears [Співвідношення сумарних периметрів одночасно ріжучих зубів стандартних фрез і фрез із роздільною схемою формоутворення шевронних коліс]. In *Heavy Engineering. Problems and Prospects of Development: Proceedings of the 20th International Scientific and Technical Conference* (pp. 79). Kramatorsk–Ternopil: Donbas State Engineering Academy. ISBN 978-617-7889-20-4.

9. Klochko, O. O., Saprykyna, Ye. V., & Myronenko, O. Ye. (2023). Chain logarithmic connection of gear transmissions [Ланцюгове логарифмічне сполучення зубчастих передач]. In *Proceedings of the XXXI International Scientific and*

Technical Conference MicroCAD-2023 (p. 171). Kharkiv: NTU “KhPI”. ISBN 2222-2944.

10. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2023). Selection of parameters of asymmetric transmissions for gearboxes in heavy engineering [Вибір параметрів асиметричних передач для редукторів у важкому машинобудуванні]. In *Heavy Engineering. Problems and Prospects of Development: Proceedings of the XXI International Scientific and Technical Conference* (pp. 83–85). Kramatorsk–Ternopil: Donbas State Engineering Academy. ISBN 978-617-7889-45-7.

11. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2024). Measurement of asymmetric gear transmissions of cylindrical gears [Вимірювання зубчастих асиметричних передач циліндричних коліс]. In *Heavy Engineering. Problems and Prospects of Development: Proceedings of the XXI International Scientific and Technical Conference* (p. 34). Kramatorsk–Ternopil: Donbas State Engineering Academy. ISBN 978-617-7889-70-9.

12. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2024). Asymmetric gear transmissions for gearboxes in heavy engineering [Асиметричні зубчасті передачі для редукторів у важкому машинобудуванні]. In *Proceedings of the VIII International Scientific and Practical Conference “Modern Technologies of the Industrial Complex”* (p. 135). Kherson–Khmelnytskyi. ISBN 978-617-8187-33-0 (electronic edition).

13. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2025). Increasing the durability of heavily loaded gear transmissions by changing the profile to asymmetric [Підвищення довговічності важконавантажених зубчастих передач за рахунок зміни профіля на асиметричний]. In *Proceedings of the XIII International Scientific and Technical Conference “Progressive Technologies in Mechanical Engineering”* (p. 29). Lviv–Zveniv (Carpathians): Lviv Polytechnic Publishing House.

14. Myronenko, O. Ye. (2025). Profiling of worm cutters with protuberance for machining asymmetric large-module gears [Профіліювання черв’ячних фрез з протуберанцем для обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс]. In *Heavy Engineering. Problems and Prospects of Development: Proceedings of the*

XXIII International Scientific and Technical Conference (pp. 147–149). Kramatorsk–Ternopil: Donbas State Engineering Academy. ISBN 978-617-7893-02-7.

15. Vasylychenko, Ya. V., & Myronenko, O. Ye. (2026). Distribution of thermal flows during gear hobbing with assembled modular cutters with a curvilinear rake face [Розподіл теплових потоків при зубофрезеруванні збірними модульними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні]. In *Proceedings of the XIV International Scientific and Technical Conference "Progressive Technologies in Mechanical Engineering ATME-2026"* (pp. 73–74). Ivano-Frankivsk–Yaremche. ISBN 978-617-8320-83-6.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ 4
ВСТУП 6
РОЗДІЛ 1 СТАН ПИТАННЯ, МЕТА І ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ 15
1.1 Аналіз формоутворення та стану обробки великомодульних зубчастих коліс 15
1.2 Аналіз взаємодії контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих циліндричних коліс 21
1.3 Аналіз динамічних і теплових процесів при зубофрезеруванні зубчастих коліс 25
1.4 Аналіз методологічних принципів створення моделі вибору параметрів і режимів різання при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс 32
1.5 Висновки по першому розділу 40
РОЗДІЛ 2 МЕТОДИЧНІ ПІДХОДИ ФОРМОУТВОРЕННЯ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС, УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ТА ПРОДУКТИВНІСТЮ ЗУБОФРЕЗУВАННЯ 43
2.1 Методика розрахунку зубчатої передачі з асиметричним профілем зуба 43
2.2 Формоутворення черв'ячних фрез із протуберанцем для обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс 47
2.3 Методологія управління якістю та продуктивністю фрезерування асиметричних зубчастих коліс 57
2.4 Формування параметрів стану поверхневого шару зубчастих коліс 65
2.5 Висновки по другому розділу 71
РОЗДІЛ 3 ПРОГНОЗУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ СТАНУ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС 72
3.1 Аналітичний підхід прогнозування міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс 72
3.2 Вибір експлуатаційних властивостей і призначення параметрів поверхневого шару великомодульних асиметричних зубчастих коліс 79

3.3 Забезпечення мінімальних деформацій зубів великомодульних зубчастих коліс за рахунок зміни профілю на асиметричний 85
3.4 Висновки по третьому розділу 89
РОЗДІЛ 4 СИСТЕМА ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ФОРМОУТВОРЕННЯ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС 90
4.1 Системний підхід до інструментального забезпечення формоутворення асиметричних зубчастих коліс 90
4.2 Оптимізація довжини ріжучих крайок багатогранних пластин та аналіз збірних фрез для формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс 92
4.3 Формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс дисковими немодульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин 103
4.4 Висновки по четвертому розділу 115
РОЗДІЛ 5 ДОСЛІДЖЕННЯ ФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ОБРОБКИ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС З УРАХУВАНЯМ ЕНЕРГОВИТРАТ
5.1 Дослідження динамічних процесів при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс збірними фрезами 117
5.2 Моделювання теплових процесів у системі : твердосплавна пластина збірної фрези – стружка – зубчастий вінець, обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс 125
5.3 Багатокритеріальна оптимізація режимів фрезерування асиметричних зубчастих коліс з урахуванням енерговитрат 134
5.4 Висновки по п’ятому розділу 144
ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ 146
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ 149
ДОДАТОК А 164
ДОДАТОК Б 168

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ

АЗК– асиметричні зубчасті колеса

ТС – технологічна система

БКО – багатокритеріальна оптимізація

H_{max} – максимальна висота макровідхилення, мкм

Wa – середнє арифметичне відхилення профілю хвилястості, мкм

Wp – висота згладжування профілю хвилястості, мкм

Smw – середній крок хвилястості, мкм

Ra – середнє арифметичне відхилення , мкм

Rp – відстань від вершини виступу до середньої лінії, мкм

R_{max} – найбільша висота нерівностей профілю, мкм

R_z – висота нерівностей профілю за десятьма точками, мкм

S – середній крок нерівностей за вершинами локальних виступів, мкм

$P_{окр.сер}$– середня окружна сила різання, н

$M_{кр.сер}$– середній крутний момент , нм

N – потужність різання, квт

t_{sht} – продуктивність праці

A – наведені витрати

Ψ_{max} – максимальний кут контакту зуба фрези під час зубофрезерування, градуси

I – інтенсивність зношування зубчастих коліс

K – коефіцієнт асиметрії зубчастої передачі

V – швидкість різання, м/хв

S – подача фрези, мм/об

Sz – подача на зуб, мм/зуб

t – глибина різання, мм

ρ – радіус заокруглення різальної крайки фрези, мм

t_1 – товщина стружки, мм

a – ширина стружки, мм

T – температура, град

φ – кут профілю зуба фрези в нормальному перерізі, градуси

Pz, Px, Py – складові сили різання, Н

l_n –довжина контакту стружки з криволінійною поверхнею пластини, мм

τ – дотичне (зрізувальне) напруження, МПа

E – модуль пружності (модуль Юнга), МПа

ВСТУП

Актуальність теми. Зубчасті колеса та зубчасті передачі є важливими складовими сучасних машин і механізмів. На відміну від більшості комплектуючих сучасних механізмів зубчасті колеса належать до деталей підвищеної складності і працемісткості. Ці обставини свідчать, що витрати на виготовлення зубчастих коліс складають значну частку у вартості машин, з чого виникає потреба у знижені цих витрат і зменшенні собівартості виготовлення зубчастих механізмів. Підвищення ефективності важкого машинобудування значною мірою визначається впровадженням та удосконаленням гірничодобувального, переробного обладнання, а також потужних транспортних систем, у конструкцію яких входять великогабаритні механізми з приводами, що містять зубчасті передачі з великим модулем (m = 20...65 мм), з діаметрами до 12 000 мм, шириною вінця до 1200 мм.

Зносостійкість таких зубчастих передач невисока, а отже довговічність не забезпечує міжгарантійний термін експлуатації машин. Проводити позапланові ремонти обладнання через відмову зубчастих коліс діаметром від ∅ 2000мм, при цьому в непристосованих для ремонту умовах, зупиняє виробничий цикл на довгий час. Це й зумовлює розроблення напрямків підвищення експлуатаційних властивостей великогабаритних зубчастих коліс для зубчастих передач із постійним навантаженим зачепленням в одному напрямку, за рахунок забезпечення формоутворення великомодульних коліс з асиметричним профілем зубів.

Підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних зубчастих коліс (АЗК) залежить від забезпечення формоутворення профілю та якості зубчастої поверхні, що визначається особливістю процесу зубофрезерування. Процеси лезвійної обробки, вибір і призначення оптимальних режимів зубофрезерування з урахуванням енерговитрат та забезпечення експлуатаційних властивостей контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих коліс з асиметричним профілем практично не досліджувалися. Тому

проведення комплексних досліджень процесу обробки щодо забезпечення асиметричного профілю і якості поверхневого шару зубчастих коліс шляхом оптимізації процесу зубофрезерування стало б визначальним напрямком у підвищенні ефективності обробки під час виготовлення великогабаритних машин, зубчастих передач рудорозмелювальних млинів, транспортерів, де застосовують важконавантажені великомодульні зубчасті передачі із постійним навантаження зачеплення в одному напрямку.

У зв'язку з цим виникає завдання по пошуку та науковому обґрунтуванні шляхів підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом АЗК за рахунок дослідження фізичних процесів та оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезвійної обробки, удосконалення процесу формоутворення, розробки системи інструментального забезпечення, що дасть змогу забезпечити прогнозовану форму та задані експлуатаційні властивості важконавантажених великомодульних зубчастих передач.

Таким чином, формування шляхів підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом АЗК, що забезпечують високу продуктивність зубофрезерування і експлуатаційні властивості зубчастих передач, є актуальним завданням важкого машинобудування і визначає головний напрям даного дисертаційного дослідження.

Зв’язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дослідження проводились на кафедрі «Комп’ютеризовані мехатронні системи, інструмент і технології» відповідно до плану держбюджетної НДР Міністерства освіти і науки України: «Розробка та вдосконалення верстатоінструментальних систем важкого машинобудування для енергоефективної обробки деталей » (ДП № 0118U006894) Донбаської державної машинобудівної академії та у співробітництві з підприємствами важкого машинобудування ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (м. Краматорськ). ПАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування».

Мета і задачі дослідження. Основною метою цієї роботи є підвищення

ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс. Досягнення цієї мети забезпечується за рахунок дослідження та оптимізації процесів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезвійної обробки, удосконалення процесу фрезерування, розроблення системи інструментального забезпечення, що дасть змогу забезпечити прогнозовану асиметричну форму, та експлуатаційні властивості зубчастих передач. Це дає змогу забезпечити покращені експлуатаційні властивості великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів для зубчастих передач із постійним навантаженим зачепленням в одному напрямку за рахунок застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів замість традиційного симетричного профілю.

Для реалізації поставленої мети передбачалося вирішення таких завдань:

- провести аналітичний огляд і визначити перспективні напрями підвищення ефективності та якості зубообробки АЗК;

-надати обґрунтування доцільності використання конкретних методів зубообробки для формування асиметричного профілю циліндричних зубчастих коліс;

- на основі особливостей формоутворення зубчатих коліс з асиметричним профілем, виходячи із системного підходу, визначені основні принципи інструментального забезпечення з використанням збірних модульних фрез;

- дослідити динамічні процеси та закономірності розподілу теплових потоків при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними фрезами при знятті великих перетинів зрізу для розуміння фізичної сутності процесу різання;

- визначити критерії вибору оптимальних режимів лезвійної обробки для підвищення ефективності фрезерування АЗК;

- сформулювати підхід до моделювання керування основними показниками лезвійної обробки - якістю та продуктивністю; забезпечити впровадження практичних результатів дослідження у виробниче середовище підприємств важкого машинобудування.

Об'єкт дослідження: процеси механічної обробки, пов'язані з формоутворенням асиметричних циліндричних зубчастих коліс великого модуля.

Предмет дослідження. Формоутворення профілю зубів асиметричних циліндричних зубчастих коліс з метою забезпечення їх заданих експлуатаційних параметрів за рахунок підвищення ефективності та оптимізації процесів зубофрезерування.

Методи дослідження. У дослідженні реалізовано системний підхід до аналізу й розв'язання задач, який поєднує як теоретичні дослідження, так і практичні експерименти. Методологічну основу становлять положення, що походять із механіки процесів різання, теорії тертя та зношування, прикладного моделювання та статистичного аналізу.

Достовірність отриманих теоретичних положень підтверджується результатами експериментальних досліджень, а також практичним використанням розроблених рекомендацій у виробничий процес. Це стосується підвищення ефективності процесу лезвійної обробки за рахунок оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності та впровадження системи модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин для обробки АЗК;

Експериментальні дослідження виконувалися як у лабораторних умовах, так і в виробничих із використанням сучасних верстатних комплексів. Практичну частину реалізовано на базі підприємства ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (м. Краматорськ) та ПАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування».

Наукова новизна одержаних результатів

1. Уперше розроблено напрямки забезпечення високої продуктивності процесу обробки лезвійним інструментом великомодульних циліндричних зубчастих коліс з асиметричним профілем зуба шляхом багатокритеріальної оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності та особливостей процесу формоутворення збірними модульними фрезами, що дає

змогу забезпечити прогнозовану асиметричну форму, якість поверхневого шару зубців та задані експлуатаційні властивості зубчастих передач.

2. Науково обґрунтовано та побудовано оптимізаційну модель енергоефективної обробки великомодульних циліндричних зубчастих коліс з асиметричним профілем з урахуванням не одного, а декількох критеріїв, що впливають на ефективність зубофрезерування – приведені витрати, продуктивність праці, витрати твердого сплаву, потужність різання. Включення в систему цільових функцій потужності різання, дозволяє виявити оптимальні режими процесу обробки, що мінімізують в певних межах енерговитрати.

3. Уперше розроблено математичну модель розподілу теплових потоків при фрезеруванні крупномодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної пластини і знятті великих перерізів зрізу. Запропонована математична модель дозволяє прогнозувати при заданих режимах різання розподіл теплових потоків і температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець.

4. Уперше впроваджено системний підхід до інструментального забезпечення формоутворення зубчастих коліс з асиметричним профілем, що базується на апараті відповідностей і графовій моделі. Цей підхід враховує особливості елементів технологічної системи, а інструментальна система розуміється як набір конструктивних варіантів і розмірів збірних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин для формоутворення великомодульних зубчастих коліс.

Практичне значення одержаних результатів. Отримані результати мають значну прикладну цінність для підприємств важкого машинобудування, оскільки дозволяють підвищити ефективність обробки лезвійним інструментом АЗК за рахунок використання системи збірних фрез та оптимізації режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезвійної обробки.

Застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів замість традиційного симетричного профілю дозволяє забезпечити покращені

експлуатаційні властивості та довговічність великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів.

Розроблено систему інструментального забезпечення, що дає змогу підвищити ефективність зубофрезерування зубчастих коліс з асиметричним профілем.

Запропоновано конструктивні рішення, що сприяють високопродуктивній обробці зубчастих коліс, зокрема, реалізовано оптимізацію довжини головних різальних крайок фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин, які забезпечують високу точність крупномодульних АЗК.

Практичне впровадження результатів дослідження здійснено на таких підприємствах: ПрАТ “Новокраматорський машинобудівний завод” (м. Краматорськ), ПАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування», а також у навчальному процесі Донбаської державної машинобудівної академії та Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».

Особистий внесок здобувача. Усі наукові результати, положення, а також висновки теоретичних і експериментальних досліджень, подані до захисту в межах дисертаційної роботи, були отримані автором самостійно.

Зокрема, проведено серію експериментально-розрахункових досліджень, отримані результати дозволили розв’язати ключову проблему сучасної зубообробки – підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом АЗК.

Результати дисертаційної роботи отримані здобувачем особисто та в співавторстві опубліковані у публікаціях (Додаток А) :

[1] – здобувачем було проведено моделювання процесу визначення мінімального кута ковзання або максимального кута контакту зуба фрези з оброблюваною поверхнею, та виявлено за яких умов при зубофрезеруванні радіус ріжучої крайки інструменту забезпечує видалення металу під час високошвидкісного фрезерування;

[2] – здобувачем проведені розрахунки по прогнозуванню стану міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс із постійним навантаженням в одному напрямку з урахуванням коефіцієнта асиметрії

зубчастої передачі;

[3] – здобувачем визначено та науково обґрунтовано функціональний зв'язок умов обробки зубчастих коліс з параметрами стану поверхневого шару зубів з урахуванням пружної і пластичної деформації оброблюваного матеріалу в зоні контакту з інструментом, які визначають експлуатаційні властивості. Це забезпечило обґрунтований вибір параметрів технологічного процесу з метою досягнення гарантованого ресурсу роботи зубчастих передач;

[4] – здобувачем запропоновано застосувати зуборізні черв'ячні фрези з протуберанцем для забезпечення розподілу припуску під фінішну обробку. Цей метод профілювання рекомендується використовувати для асиметричних зубчастих коліс, які працюють на високих навантаженнях. Це дозволяє підвищити точність зачеплення, зменшити навантаження на зуб та збільшити довговічність зубчастої передачі;

[5] – здобувачем розроблена математична модель розподілу теплових потоків при фрезеруванні зубчастих вінців рудорозмельних млинів збірними черв'ячними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної пластини і знятті великих перерізів зрізу, яка дозволяє прогнозувати при заданих режимах різання розподіл теплових потоків системі: стружка– твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець;

[6] – здобувачем створено теоретичну модель процесу різання під час фрезерування зубчастих коліс, засновану на узагальненому енергетичному критерію, яка стала науковою основою для розробки методики розрахунку і теоретичного визначення оптимальних режимів зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс черв’ячними модульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин з багатошаровим покриттям;

[7] – здобувачем був приведений аналіз схем лезвійної обробки зубчастих коліс черв’ячними модульними фрезами та спеціальними дисковими фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин та розроблені рекомендації по їх впровадженню в виробництво.

Апробація матеріалів дисертації. Основні результати дослідження обговорювались і доповідались на:

-XX–й Міжнародній науково-технічній конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» 01 — 03 вересня 2022 року. (Краматорськ-Тернопіль): Донбаська державна машинобудівна академія.

- XXXI–й Міжнародній науково-технічній конференції MicroCAD-2023.17-23 травня 2023р., Харків.: Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут».

- XXI–й Міжнародній науково-технічній конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» 20 – 22 червня 2023 р.,

(Краматорськ-Тернопіль) Донбаська державна машинобудівна академія.

- VIII–й Міжнародній науково-практичній конференції« Сучасні технології промислового комплексу» 17-19 вересня 2024р., (Херсон - Хмельницький) :Херсонський національний технічний університет.

- XXII–й Міжнародній науково-технічній конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» 28 – 30 травня 2024 р., (Краматорськ-Тернопіль) : Донбаська державна машинобудівна академія.

- XXI–й Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні» 18-21 лютого 2025 р., (Львів-Звенів): Національний університет «Львівська політехніка».

- XXIII–й Міжнародній науково-технічній конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» 28 – 31 травня 2025 р., (Краматорськ-Тернопіль) : Донбаська державна машинобудівна академія.

- XIV–й Міжнародній науково-технічній конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні АТМЕ-2026» 9-13 лютого 2026 року (Івано - Франківськ – Яремче).: Івано – Франківський національний технічний університет нафти і газу.

Публікації. Основний зміст дисертації відображено у 15 наукових публікаціях:

- з яких: 5 статей в українських періодичних наукових фахових виданнях

та 1 стаття, що включена до наукометричної бази Scopus;

- 1 монографія;

- 8 публікацій тез конференцій.

Структура та обсяг роботи. Дисертаційна робота складається з анотації двома мовами, вступу, 5 розділів основної частини, висновків, списку використаних джерел та додатків. Загальний обсяг дисертації становить 170 сторінок: основного тексту 148 сторінок, 63 рисунка по тексту, 14 таблиць по тексту, список використаних джерел з 118 найменувань на 16 сторінках і 2 додатки на 7 сторінках.

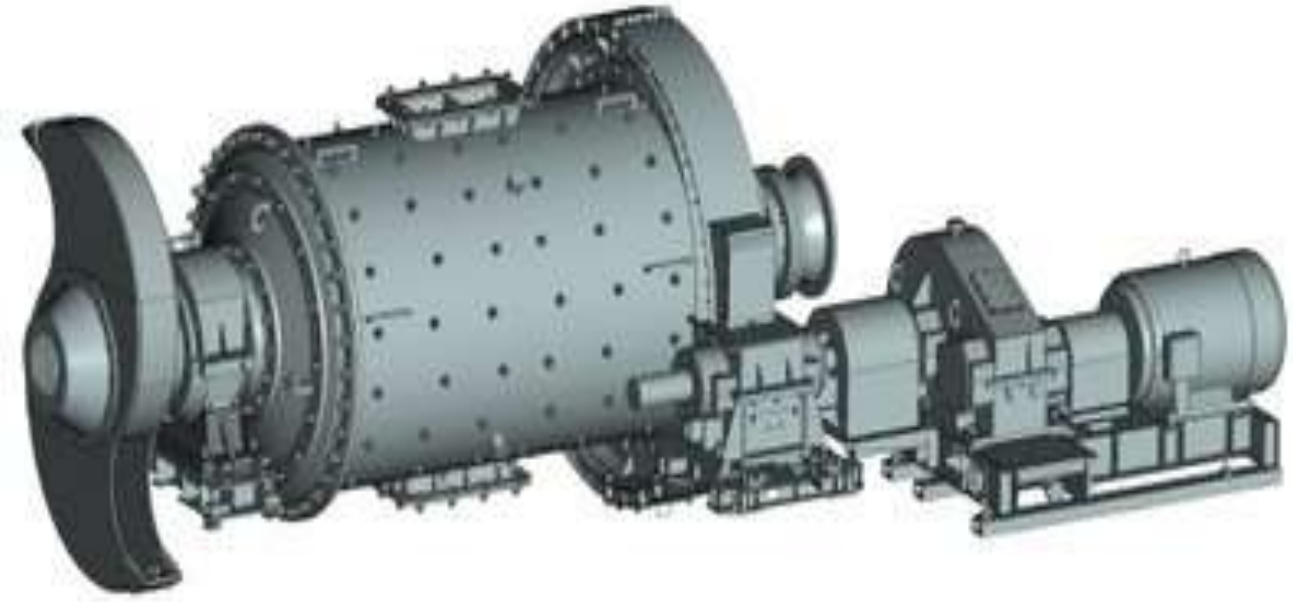
РОЗДІЛ 1
СТАН ПИТАННЯ, МЕТА І ЗАДАЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ

1.1 Аналіз формоутворення та стану обробки великомодульних зубчастих коліс

Підвищення експлуатаційних властивостей великогабаритних зубчастих коліс залежить від забезпечення формоутворення контактуючих поверхонь, що визначається станом процесу механічної обробки коліс. Вибір і призначення комплексних параметрів стану поверхонь, оптимізація процесу механічної обробки з використанням моделювання, забезпечення заданих експлуатаційних властивостей контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих коліс з асиметричним профілем практично не досліджувалися. Тому проведення комплексних досліджень, щодо забезпечення форми і якості поверхневого шару зубчастих коліс, стало б визначальним напрямком у підвищенні ефективності обробки під час виготовлення великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів, де застосовують важконавантажені великомодульні зубчасті передачі.

Зносостійкість таких зубчастих передач невисока, а отже довговічність не забезпечує міжгарантійний термін експлуатації машин. Проводити позапланові ремонти обладнання через відмову зубчастих коліс діаметром від ∅ 2000мм, при цьому в умовах непристосованих для ремонту, призводить до зупинки виробничого циклу на довгий час. Це й зумовлює розроблення напрямків підвищення ефективності виготовлення великомодульних коліс з асиметричним профілем зуба як один із шляхів підвищення навантаження при передачі крутного моменту переважно в одному напрямку і відповідно зменшення розмірів та ваги редукторів з циліндричними великомодульниих передачами(рис 1.1) У зв'язку з цим виникає завдання аналізу обробки великомодульних зубчастих коліс з модулем (m = 20...65 мм), з діаметрами до 12 000 мм, шириною вінця до 1200 мм.

а)



б)

а) – млин рудногальковий МРГ-5500х750; б) - млин рудорозмельний

Рисунок 1.1 –Машини з великомодульними циліндричними передачами

У машинобудуванні широко використовуються прямозубі циліндричні зубчасті колеса, що обробляються методом профільного формоутворення і методом обкату (рис. 1.2).

На технологію виготовлення зубчастих коліс впливає ціла низка чинників: геометричні параметри, технічні умови на виготовлення зубчастих коліс, матеріал, геометричні параметри поверхневого шару, вид виробництва, експлуатаційні параметри зубчастих коліс, що й визначає вибір розв'язання таких завдань, як метод формоутворення зубів і вибір способу остаточної зубообробної операції.

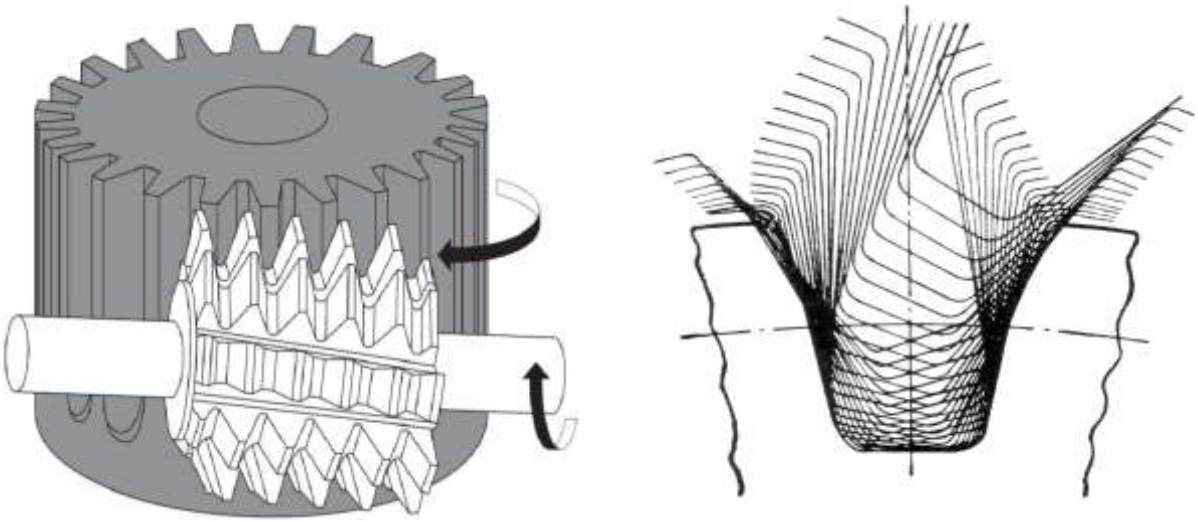
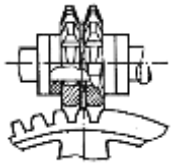
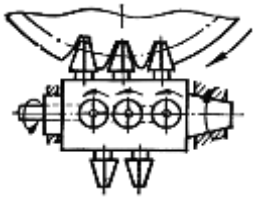


Рисунок 1.2 – Формотворення евольвентного профілю циліндричного зубчастого колеса черв'ячною фрезою

Усі види циліндричних коліс мають структурований технологічний маршрут формування зубів, який складається з чорнової та чистової зубообробних операцій. Чорнова обробка виконується дисковою фрезою або черв'ячною модульною фрезою. З цією метою створено високотехнологічні зубофрезерні верстати, нові конструкції твердосплавних черв'ячних і дискових фрез, що дають змогу працювати на високих швидкостях різання.[1 – 6, 9 – 15, 18, 19. 20,26].

Основні методи та способи формоутворення циліндричних зубчастих коліс наведені у таблиці 1.1.

Таблиця 1.1 – Методи та способи формоутворення циліндричних зубчастих коліс

Спосіб формоутворення зубів	Схема формоутворення	Тип верстата. Область застосування
Фрезерування дисковою модульною фрезою m=12…36мм		Верстат зубофрезерний вертикальний 5А342П, діаметр обробки до 2000 мм. Верстат зубофрезерний вертикальний мод. WFS-54, діаметр обробки до 5000 мм. Для циліндричних зубчастих коліс ступеня точності 8-9В, Число зубів, що нарізуються Z =7- 240. Верстат зубофрезерний із накладним супортом
Фрезерування двома дисковими модульними фрезами m=12…36мм		
Фрезерування трьома дисковими модульними фрезами m=12…36мм		
Фрезерування твердосплавною черв'ячною модульною фрезою в нагрітому стані заготовки m=12…30мм		Спеціальний зубофрезерний верстат Для зубообробки загартованих циліндричних зубчастих коліс;
Ротаційне зубофрезерування m=12…30мм		Верстат зубофрезерний

У зубчастих передачах які передають крутний момент в одному напрямку навантаження на одну поверхню зуба значно вище протягом всього часу роботи механізму.

У таблиці 1.2 представлено різні приклади передавання крутного моменту парами циліндричних зубчастих коліс з різними зубчастими передачами [48,50].

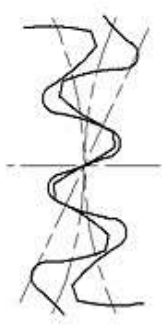
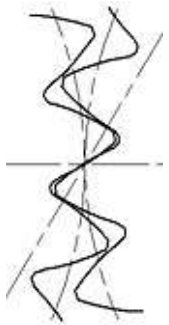
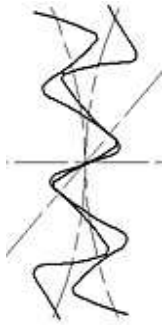
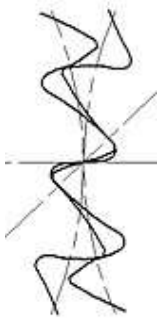
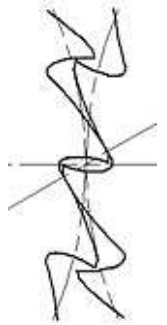
Приклад 1– зуби шестерні симетричні, і їхня довговічність поверхні однакова для обох бічних поверхонь зубів. Корпус 1 представляє традиційно сконструйовані кутові зубчасті колеса 25° з профілем повного радіуса. Цей випадок вважається базовим, і його контактні напруження Герца, несуче навантаження і питома ковзна швидкість приймаються як 100% для порівняння з іншими випадками передачі.[48] Цей тип профілів зубчастих коліс використовується в аерокосмічній промисловості, оскільки вони забезпечують кращу міцність і зносостійкість поверхні бічних поверхонь порівняно зі стандартними 20° кутом тиску [48].

Приклад 2– це симетричні шестерні з високим кутом 32°, оптимізовані методом Direct Gear Design. Його контактні напруження Герца менше приблизно на 8%, а питома швидкість ковзання приблизно на 6% нижча, ніж у базової шестерні. Це має забезпечити кращій контакт бічної поверхні зуба. Однак, наряду з цим, навантаження на підшипник зростає на 7% [48].

Приклад 3– ці асиметричні шестерні призначені для передавання здебільшого односпрямованого навантаження з кутом нахилу 40°, за якого бокові поверхні зубів забезпечують зменшення на 12% контактних напружень та 25% швидкості ковзання. Водночас контактні напруження і швидкість ковзання берегових флангів близькі до цих параметрів базових передач і повинні забезпечувати таку саму навантажувальну здатність поверхні зуба, як і базові зубчасті колеса. Цей тип передач може знайти застосування для приводів з одним основним напрямком передавання навантаження, але вони повинні бути здатні переносити більш легке навантаження протягом коротших періодів часу в протилежному напрямку [48].

Приклад 4 – ці асиметричні шестерні мають кут повороту на 46°, що дає змогу зменшити контактні напруження на 14% і швидкість ковзання на 32%. Недоліком таких зубів є високе (+30%) навантаження на підшипник. Ці типи передач призначені тільки для односпрямованої передачі навантаження. Ці передачі можуть знайти застосування тільки в випадках з одним напрямком передавання навантаження

Таблиця 1.2 – Різні приклади передавання крутного моменту парами циліндричних зубчастих коліс з різними зубчастими передачами

Приклад	1	2	3	4	5
Передача навантаження	Двоспрямований		Переважно односпрямований	Односпрямований	
Навантажені боковини	обидва	обидва	привід, вигін з нижчим навантаженням	привід, винос без навантаження	Тільки приводний фланг
Профіль зуба	Симетричний (базовий)	Симетричний	Асиметричний	Асиметричний	Асиметричний
Зубчасте зачеплення					
Кут тиску, град.	25	32	40/24*	46/10*	60/-**
Коефіцієнт асиметрії	1,0	1,0	1,19	1,42*	-**
Коефіцієнт контакту	1,35	1,2	1,2/1,44	1,2/1,0	1,2/-**
Контактні напруження Герца, %	100	92	88/102*	86/150*	94/-**
Навантаження на підшипник, %	100	107	118/99*	130/92*	181/-**
Питома швидкість ковзання, %	100	94	75/108*	68/97*	49/-**

* для ведучого/обертального зубчастого колеса; ** сітка для бічної поверхні зуба відсутня.

Асиметричні шестерні №5 мають тільки бічні поверхні зубів із кутом тиску 60°, без будь-яких евольвентних бічних зубів. У результаті навантаження на підшипник значне.

Істотне підвищення точності зубів коліс збільшує час їхнього виготовлення, оскільки підвищуються вимоги до використання високоточних верстатних комплексах, якісних лезвійних інструментів.

Виходячи із проведеного аналізу, зміна профілю робочих поверхонь зубів зубчастих коліс є одним із найефективніших та найактуальніших на сьогоднішній день шляхів підвищення навантажувальної здатності і довговічності зубчастих передач, а отже, і редукторів з циліндричними великомодульними передачами односпрямованого навантаження, при одночасному зниженні їхніх габаритів і маси (рис. 1.2).

Для підвищення завантаженості зубів в приводах машин важкого машинобудування пропонується застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів [40]. У разі асиметричних передач стандартну симетричну зубчасту рейку оснащення змінюють шляхом зміни кута тиску на одній із бічних поверхонь

Нині одним із важливих питань підвищення надійності великомодульних зубчастих коліс є забезпечення показників їхньої якості на етапі проектування технології виготовлення

Якість великомодульних зубчастих коліс значною мірою визначається станом та формою контактуючих поверхонь зубів, що визначають довговічність, зносостійкість, експлуатаційні властивості з урахуванням контактної взаємодії, жорсткості, опору втоми [21–23, 26–30, 32–36, 42, 43.] і потребують подальшого поглибленого вивчення та дослідження з урахуванням їх функціональних взаємозв'язків.

1.2 Анализ взаємодії контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих циліндричних коліс

Технологія обробки зубчастих коліс направлена на розроблення нових процесів формоутворення контактуючих поверхонь зубів сучасними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин.

Особливістю передачі крутного моменту в одному напрямку зубчастими колесами є значне тертя кочення і тертя ковзання, що призводить до значного зношування, а надалі і руйнування контактуючих робочих поверхонь зубів. Це призводить до порушення плавності ходу передачі крутного моменту зубчастими колесами , зростанню шумових характеристик , та виникненню значного циклічного навантаження на зуб.

У разі катастрофічного зношування та руйнування контактуючих робочих поверхонь зубів великомодульних зубчастих коліс і вінців відбувається відмова рудорозмольних млинів. Нормативний знос зубів великомодульних зубчастих коліс повинен бути не більше ніж $0{,}24\ m$.

Для зубчастих коліс із загартованими зубами граничний знос становить 0,8 товщини цементованого шару

З метою підвищення точності зубчастої передачі великомодульні зубчасті колеса шліфують , що призводить до появи дефектів поверхневого шару, як «припік» та мікротріщини, які знижують довговічність важконавантажених циліндричних зубчастих передач.

Якість поверхні і точність форми зубів великомодульних зубчастих коліс залежить від способу формоутворення, фізичних та динамічних процесів під час зубофрезерування, та особливостей конструктивної компоновки спеціальних модульних фрез .

Існуючі технології обробки зубів великомодульних зубчастих коліс стандартними цільними черв'ячними фрезами (рис. 1.3), у яких розміри ріжучих крайок залежать від модуля зуба колеса, не дають змогу підвищити ефективність зубофрезерування на сучасних високоавтоматизованих обробних центрах. Тому, на сучасних обробних центрів необхідно використовувати фрези, які оснащені багатогранними твердосплавними пластинами , що дозволяє збільшити кількість ріжучих елементів і знизити навантаження на різальні крайки черв'ячних фрез та підвищити точність виготовлення великомодульних зубчастих коліс.

Рисунок 1.3– Обробка великомодульного зубчастого вінця на високоавтоматизованому обробному центрі «Waldrich Coburg – PowerTec» 7500

Нині розглядають два напрямки забезпечення експлуатаційних властивостей великомодульних зубчастих коліс. Перший із них передбачає технологічне забезпечення форми та параметрів поверхні зуба. Другий - забезпечення безпосередньо експлуатаційних властивостей великомодульних зубчастих коліс.[3, 4, 6, 7, 10, 19, 20, 25, 29, 51, 89, 106].

У працях учених Воронцова Б.С., Гасанова М.І., Грицая І.Є., Клочка О.О., Охрименко. О.А., Равської Н.С., Родіна П.Р., Сидоренка А.К., Панчука В.Г., Пасічника В.А., Шаповалова В.Ф. та інших розглянуто основні наукові напрями, послідовність проектування процесів формоутворення та підвищення ефективності обробки зубчастих коліс.

Зважаючи на сучасні уявлення, можна впзначити що в контактному просторі взаємодії поверхні зуба великомодульних зубчастих коліс з ріжучою крайкою, деформований об'єм металу має залишкові напруження в контактуючих поверхонь зубчастих коліс [7, 42].

Аналіз моделей з розрахунку характеристик контакту поверхонь ґрунтується на поданні виступів реальної елементарної поверхні (рис. 1.4) у вигляді сфери, конусів, еліпсоїдів.

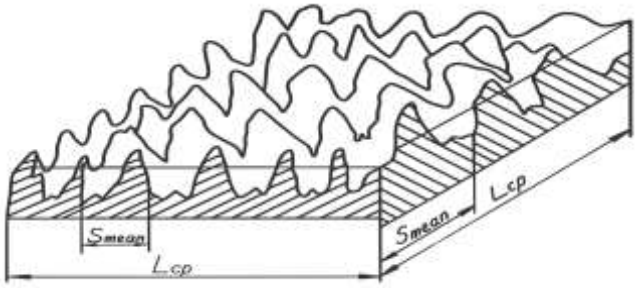


Рисунок 1.4 – Форма контактуючої поверхні зуба колеса

В результаті аналізу публікацій та проведених досліджень можна зробити висновки, що на експлуатаційні властивості великомодульних зубчастих коліс впливає характер стану поверхневого шару контактуючих поверхонь і точність форми зуба.

Під час вивчення процесу формоутворення поверхні зуба різних методами лезвійної обробки зубчастих коліс встановлено, що за одних і тих самих параметрів, які були отримані під час обробки різними способами, у вузлах важких редукторів зубчасті колеса мали різні експлуатаційні властивості.

Тому потрібно приділити увагу вивченню впливу асиметричної форми зуба на експлуатаційні властивості контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих коліс.

Основними причинами виходу важконавантажених великомодульних зубчастих коліс з ладу є: викришування контактуючих поверхонь і пластична деформація поверхневих шарів та поломка зубів [43, 44].

1.3 Аналіз динамічних і теплових процесів при зубофрезеруванні зубчастих коліс

Зубофрезерування є складним процесом переривчастого різання, що характеризується періодично змінними умовами взаємодії між ріжучою крайкою фрези і зубчастим колесом. На відміну від традиційного фрезерування або точіння, процес зубофрезерування супроводжується безперервною зміною геометрії контакту, змінною товщиною зрізаного шару та багатозубою взаємодією з фазовими зсувами. Ці особливості зумовлюють значно складнішу динамічну поведінку процесу та підвищену схильність до самозбуджених коливань і автоколивань.

Раніше проведені дослідження динаміки механічної обробки заклали фундамент теорії регенеративних коливань, яка надалі стала основою для аналізу вібраційних явищ у різних процесах різання. Проте безпосереднє застосування класичної теорії автоколивань до зубофрезерування є обмеженим через виражену перемінність процесу, що також відзначається у працях дослідників з динаміки металорізальних верстатів, де підкреслюється роль переривчастого характеру різання та змінної жорсткості технологічної системи.

Основи теорії автоколивань були закладені Tlusty J., який описав регенеративний механізм самозбуджених коливань у процесах різання. У праці [53] розглянуті поняття запізнілого зворотного зв’язку, зумовленого хвилястістю, що залишається на обробленій поверхні, тоді як у праці [54] розглянуті динамічні моделі верстатів і процесів різання.

У працях [70, 71] автоколивання розглядаються як результат взаємодії змінних сил різання з пружними та демпфувальними властивостями верстата, що є принципово важливим для переривчастих процесів, включаючи зубофрезерування. Унаслідок кінематичної подібності багато дослідників адаптували моделі динаміки фрезерування до процесу зубофрезерування. У праці [56] розроблені аналітичні методи прогнозування діаграм стійкості при фрезеруванні. Ці методи широко застосовуються у дослідженнях коливань при

фрезеруванні та згодом були поширені на процеси зубообробки

Аналогічні підходи застосовуються у працях з динаміки металорізальних верстатів, де система «верстат–інструмент–оброблювана деталь» моделюється з двома та трьома ступенями свободи з урахуванням змінних режимів різання та структурної жорсткості [71, 72]. Моделювання сил різання є ключовим для динамічного аналізу [58] що дає змогу точно визначати миттєву товщину зрізу та умови контакту інструмента із оброблюваною деталлю.

У дослідженнях [70, 72] значну увагу приділено аналізу кінематичних похибок зубів циліндричних коліс та їх впливу на змінність товщини зрізаного шару, що безпосередньо відображається на динамічному навантаженні інструмента. Проведені дослідження коливань при зубофрезеруванні [63] показали істотний вплив багатозубої взаємодії та зміни параметрів на стійкість фрези. Ці питання також розглядалися у працях [68, 69, 70], де виконано аналіз динамічної стійкості систем при переривчастому різанні та досліджено умови виникнення автоколивань у зубофрезерних процесах.

На противагу аналітичним підходам, низка авторів [65, 66] застосовували чисельні та скінчено-елементні методи моделювання автоколивань при фрезеруванні, продемонструвавши можливість урахування нелінійних ефектів. з урахуванням жорсткості інструмента та оброблюваної деталі.

У праці [68] експериментально досліджено вібраційні сигнали при зубофрезеруванні з використанням акселерометрів і спектрального аналізу, які підтвердили наявність регенеративних і вимушених складових коливань.

Сучасні дослідження динаміки зубофрезерування характеризуються переходом від суто лінійних аналітичних моделей до інтегрованих підходів, що поєднують аналітичні, чисельні та експериментальні методи. Значна увага приділялася урахуванню нелінійних процесів, зумовлених контактною взаємодією інструмента і деталі при зубофрезеруванні мілкомодульних зубчастих коліс стандартними фрезами із швидкорізальної сталі.

Одним із перспективних напрямів є розвиток досліджень, у яких динаміка різання поєднується з тепловими та типологічними процесами. Такі підходи

дозволяють більш адекватно описувати зміну коефіцієнтів різання в процесі обробки, що є особливо важливим при зубофрезеруванні великомодульних асиметричних зубчастих коліс збірними модульними фрезами з переривчастим характером взаємодії [55, 69].

Об’єктивна оцінка ефективності процесу зубофрезерування може бути проведена на основі аналізу поєднання динаміки різання і теплових потоків на контактних поверхнях збірної черв’ячної фрези, що залежать від геометрі та режимів різання і часу роботи фрези. Найбільший вплив на стійкість фрези під час процесу різання має вибір оптимальної геометрії і форми передньої поверхні твердосплавної пластини.

Збільшення працездатності збірної черв’ячної фрези може бути досягнуто не тільки за рахунок підвищення теплостійкості інструментального матеріалу, а й завдяки поліпшенню умов відведення теплоти, що виділяється в процесі різання на лезі твердосплавної пластини і викликає її нагрівання до високих температур. Чим більша кількість теплоти відводиться від леза вглиб маси інструменту, тим нижче температура на його контактних поверхнях.

Розподіл температури на робочих поверхнях різального леза твердосплавної пластини є однією з найважливіших характеристик умов роботи збірного інструменту і має суттєвий вплив на закономірності зношування цих поверхонь. Дослідженню питання розподілу тепла на передній і задній поверхнях ріжучих інструментів присвячено досить багато теоретичних і практичних робіт [73 – 78, 80].

У дослідженні [79, 80, 81] розглянуто моделювання теплообміну на прикладі інструмент-оброблювана деталь. Термомеханічне моделювання дає можливість встановити рівняння теплового балансу на прикладі інструмент-оброблювана деталь, яке враховує тепло що генерується тертям і тепловіддачею шляхом теплопровідності контактних поверхонь. Автори [82] дослідили вплив параметрів фрезерування на шорсткість обробленої поверхні. В праці [80] розглянуто вплив пластичної деформації, який супроводжується утворенням тепла, що призводить до підвищення температури, головним чином у стружці та

щойно оброблюваній поверхні, що впливає на нагрівання інструменту. У зоні стружкоутворення можна виділити три основні зони, в яких в результаті контактної взаємодії і деформацій оброблюваного матеріалу відбувається генерування теплоти (рис. 1.5): [80]

Рисунок 1.5 – Основні джерела виникнення тепла під час стружкоутворення при механічній обробці

Тертя в системі інструмент-заготовка має критичний вплив при механічній обробці, оскільки безпосередньо впливає на механічне та термічне навантаження різального інструменту. Надмірне нагрівання інструменту енергією тертя може прискорити знос інструменту, якщо контакт тертя не контролюється Методи дослідження фрикційної взаємодії локально навантажених поверхонь контактних пар розглянуто у працях [83, 84, 85].

В праці [86] представлено дослідження та прогнозування температури різання. Варіація температур різання в залежності від швидкості різання та подачі представлена на (рис. 1.6). Зі збільшенням швидкості подачі довжина

контакту інструмент-стружка і площа контактної поверхні також збільшуються. Збільшення довжини контакту стружка-інструмент призводить до збільшення площі тертя у другій зоні деформації. Зі збільшенням швидкості різання деформація стружки зростає. Зростання деформаційних процесів призводить до збільшення теплоутворення. Як видно на (рис.1.6), температура різання, отримана для ріжучих інструментів з покриттям, вища порівняно з інструментами без покриття.

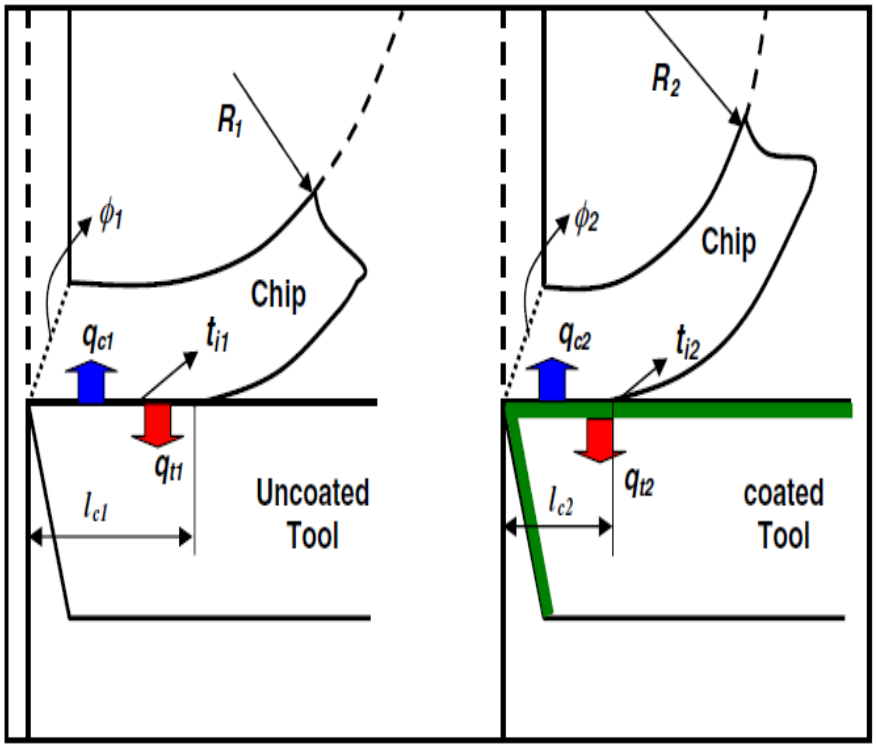


Рисунок 1.6– Розподіл теплового потоку – ti2 > ti1 температура поверхні стружки, qc2 > qc1 тепловий потік до стружки, qt1 > qt2 тепловий потік до ріжучого інструменту, lc1 > lc2 довжина контакту стружки, R1 > R2 радіус скручування стружки, ϕ1 < ϕ2 кут зсуву

Як відомо, велика кількість тепла, яке утворюється в процесі різання, віддаляється від ділянки різання за допомогою стружки. Залишок тепла розділяється на частини, і одна частина поширюється на ріжучий інструмент, а інша частина поширюється на робочу частину деталі.

Як це видно із (рис 1.6) найбільші контактні деформації відбуваються на передній поверхні інструмента і в прилеглому контактуючому шарі стружки [80]. Тож контактуюча стружка інтенсивно зношує лезо, на це явище впливає висока температура, а найбільший знос відбувається саме на тих ділянках поверхонь інструмента, де температура максимальна. Значно менше нагріваються ділянки задньої поверхні інструмента, що контактують з поверхнею різання оброблюваної деталі. При цьому температура на задній поверхні поступово підвищується і в кінці періоду стійкості може досягти температур, що перевищують теплостійкість інструментального матеріалу. У цей момент інтенсивність зношування вершини інструменту катастрофічно зростає, і він остаточно втрачає працездатність [80].

В працях [80, 87] досліджено вплив тертя по поверхням леза інструменту на моделювання цього процесу шляхом порівняння прогнозованих змінних з експериментальними результатами. Оцінки моделей тертя проводилися за однакових умов різання та геометрії інструменту для того, щоб визначити найбільш підходящу модель тертя при точному прогнозуванні процесу за допомогою моделювання механічної обробки (рис. 1.7). Визначено модель тертя, здатну описати коефіцієнт тертя під час сухого різання деталі із сталі AISI4142 за допомогою твердосплавного інструменту. Крім того, числова модель, що імітує тест на тертя, була пов'язана з метою виявлення локальних явищ навколо сферичного штифта. Досліджено діапазон швидкостей різання та тиску. Показано, що коефіцієнт тертя в основному залежить від швидкості ковзання, тоді як тиск має другорядне значення. Крім того, виявлено новий ключовий параметр, тобто середню локальну швидкість ковзання при контакті. З урахуванням проведених досліджень на основі локальної швидкості ковзання була визначена модель тертя.

Дослідження показало, що коефіцієнт тертя дуже чутливий до швидкості ковзання, оскільки контактний тиск має другорядне значення в рамках таких екстремальних умов.

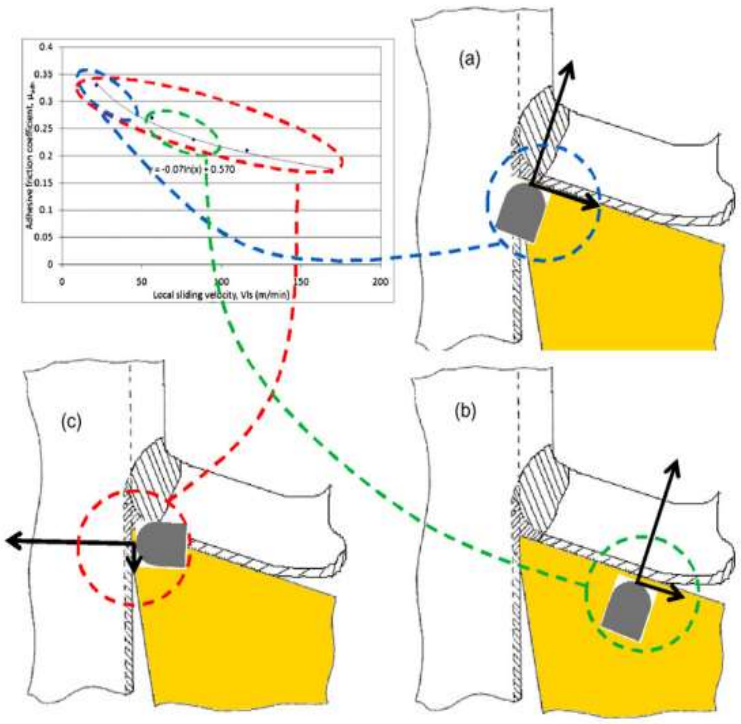


Рисунок 1.7– Модель тертя залежно від міста контакту леза інструмента зі стружкою та обробленою поверхнею

Теплові розрахунки при різанні значною мірою базуються на теорії теплопровідності та теорії рухомих джерел тепла. Роботи в цій галузі в основному присвячені взаємодії стружки, що сходить, з плоскою передньою поверхнею без взаємодії з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної багатогранної пластини.

Оскільки цей процес супроводжується великими пружно-пластичними деформаціями з виділенням великої кількості теплоти, необхідно знати розподіл теплових потоків взаємодії стружки з криволінійною передньою поверхнею твердосплавної багатогранної пластини при зубофрезеруванні, щоб керувати продуктивністю і стійкістю інструменту.

При зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс з високолегованих сталей на поверхнях твердосплавних багатогранних пластини модульних фрез виникаюча температура визначає продуктивність обробки, стійкість твердосплавних пластин і елементів збірних фрез. У зв’язку з цим,

дослідження закономірностей розподілу теплових потоків при зубофрезеруванні збірними черв’ячними фрезами в умовах зрізання шарів великого перерізу має важливе значення для обґрунтування фізичної сутності процесу різання та прогнозування термомеханічної напруженості інструмента.

1.4 Аналіз методологічних принципів створення моделі вибору параметрів і режимів різання при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс

З метою формулювання методологічних засад створення теоретичної моделі процесу різання, яка могла б послужити основою для розробки методики розрахунково-аналітичного визначення оптимальних режимів зубофрезерування черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин із зносостійким покриттям проведено аналіз існуючих підходів створення моделей по вибору параметрів і режимів різання [117].

Призначення режимів різання при зубофрезеруванні конструкційних сталей фрезами зі швидкорізальних сталей відбувається за допомогою системи загальномашинобудівних нормативів, розроблених на основі єдиних науково-методичних принципів і підходів. У той же час, вирішення проблеми вибору режимів різання при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням твердосплавних пластин і багатошаровим покриттям, здійснюються, як правило, за допомогою конкретних технологічних рекомендацій і математичних моделей, отриманих різними авторами на основі результатів експериментів, проведених з використанням різних методів. Отримані емпіричні моделі в основному відображають формальну залежність між показниками довговічності фрез і елементами режиму різання при конкретному поєднанні марки твердого сплаву, оброблюваної сталі без урахування характеру фізичних процесів під час фрезерування [117].

Сучасний рівень розвитку теорії різання (Astakhov) [91] забезпечує необхідну наукову базу для створення теоретичних моделей [96, 116, 117], які могли б послужити основою для розробки методів розрахунково-аналітичного визначення оптимальних режимів різання [99] для забезпечення стабільності процесу фрезерування [109, 110], одержання необхідних показників якості поверхні [98, 103, 104], шорсткості [92, 112] та точності [89, 94, 106]. Розробка таких теоретичних моделей повинна ґрунтуватися на врахуванні взаємозв'язку між різними фізичними процесами при зубофрезеруванні черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням твердосплавних пластин і багатошаровими зносостійкими покриттями (деформацій при стружкоутворенні, контактних, динамічних термічних процесах, а також формування обробленої поверхні деталей із заданими характеристиками поверхневого шару) [117] .

Питання взаємозв'язку фізичних процесів при різанні були розглянуті в низці праць [91, 96, 117]. Серед основних наукових понять, які розглядають взаємозв'язок між фізичними процесами при різанні, можна визначити :

– трактування процесу різання як комплексу тісно взаємопов'язаних і взаємозалежних механічних, теплових та інших процесів, інтенсивність кожного з яких визначається інтенсивністю протікання інших (Hrytsay & Stupnytskyy, 2023) [96, 117].

– розгляд показників, які по суті є енергією, як параметрів, що визначають кількісні характеристики інтенсивності механічних і теплових явищ при різанні;

– немонотонний характер залежностей характеристик процесу різання та інтенсивності зносу інструменту, а також вихідних параметрів процесу різання (ресурсу інструменту і технологічних характеристик оброблюваної поверхні) від швидкості різання при збігу оптимальних положень для всіх залежностей [87, 117].

– можливість використання теоретичних положень понять для отримання методів, що дозволяють швидко визначити оптимальні режими різання для заданої пари інструменту і оброблюваних матеріалів, наприклад, використовуючи температурні залежності і відомі постійні значення

оптимальної температури різання [96, 117].

Проведений аналіз взаємозв'язку між вхідними параметрами, фізичними характеристиками і вихідними параметрами процесу різання дозволяє відзначити наступне: моделі, що використовуються для розробки методів розрахунково-аналітичного визначення оптимальних режимів різання інструментом, при заданих постійних умовах різання (оброблюваний матеріал, геометрія інструменту) повинні ґрунтуватися на врахуванні функціональних залежностей наступних груп [117] :

– I група: функціональні залежності характеристик фізичних процесів при різанні від елементів режиму зубофрезерування зубчастих коліс;

– II група: функціональні залежності характеристик фізичних процесів при фрезеруванні зубчастих коліс від геометричних параметрів фрези та наявності зносостійких покриттів;

– III група: функціональні залежності вихідних параметрів процесу різання (ресурс інструменту, технологічні характеристики оброблюваної поверхні зубчастих коліс) від особливостей фізичних процесів при зубофрезеруванні.

Велика кількість і різноманіття функціональних залежностей цих груп вимагає виявлення в розробленій теоретичній моделі процесу зубофрезерування зубчастих коліс єдиного узагальненого критерію, за допомогою якого можна врахувати інтенсивність всіх фізичних процесів при фрезеруванні великомодульних зубчастих коліс, що забезпечить максимально можливу простоту і багатофункціональність моделі.

Енергетичні показники використовувалися для опису залежностей процесу різання різними дослідниками, зокрема, в працях присвячених структурно-енергетичному і термодинамічному підході до процесу різання [91, 96,117]. У той же час очевидно, що створення теоретичних моделей процесу різання при фрезеруванні зубчастих коліс [89, 94, 117] заснованих на узагальненому енергетичному критерії здатне стати науковою основою для розробки методики розрахунку і теоретичного визначення оптимальних режимів зубофрезерування черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням твердосплавних

пластин і багатошаровими покриттями**.**

Аналіз основних принципів моделювання фізичних процесів в технологічних системах і практичний досвід лабораторних та виробничих досліджень дозволяють стверджувати, що на початковому етапі створення теоретичної моделі процесу різання, яка служить основою для розробки конкретних методів розрахунку та аналітичного визначення оптимальних режимів різання при зубофрезеруванні, необхідно виявити наступні структурні складові моделі [90, 93, 105, 117] які можна класифікувати на:

– оптимізовані параметри 1-ї групи $x_i^{(1)}$ (елементи режимів різання: подача S і швидкість різання V);

– оптимізовані параметри 2-ї групи $x_i^{(2)}$ (геометричні параметри інструменту і властивості зносостійких покриттів);

– постійні вхідні параметри $x_i^{(3)}$ моделі (властивості матеріалу інструменту в початковому стані, глибина зрізу;

– сукупність можливих вихідних параметрів y_j моделі - ресурсу інструменту, технологічні характеристики деталі (точність обробки, шорсткість оброблюваної поверхні, фізико-механічні характеристики поверхневого шару), продуктивність формоутворення, штучний час і собівартість технологічної операції;

– сукупність можливих цільових функцій – функціональних залежностей певних вихідних параметрів y_j від оптимізованих параметрів 1-ї та 2-ї груп.

Ці залежності можуть бути у вигляді:

$$y_j = f\left(x_1^{(1)}, x_2^{(1)}\right) = f(S,V)$$

або $$y_j = f\left(x_1^{(2)},..., x_з^{(2)},..., x_n^{(2)}\right)$$

або $$y_j = f\left(S,V, x_1^{(2)},..., x_i^{(2)},..., x_n^{(2)}\right);$$

$$\boldsymbol{y_j = f(S,V) \rightarrow extr}$$

або $$y_j = f\left(x_1^{(2)},..., x_з^{(2)},..., x_n^{(2)}\right) \rightarrow extr$$

$$\text{або } y_j = f\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) \to extr;$$

– сукупність можливих критеріїв оптимальності – екстремумів цільових функцій.

Критерії оптимальності можуть бути у вигляді:

$$y_j = f(S,V) \to extr$$

$$\text{або } y_j = f\left(x_1^{(2)},...,x_3^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) \to extr$$

$$\text{або } y_j = f\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) \to extr;$$

– сукупність можливих обмежень:

$$\begin{cases} y_1 = f_1(S,V) * f_1^{(0)}; \\ ....; \\ y_j = f_k(S,V) * f_k^{(0)}; \\ y_{j+1} = f_{k+1}(S,V) * f_{k+1}^{(0)}; \\ ....; \\ y_m = f_v(S,V) * f_v^{(0)}; \end{cases}$$

$$\text{або } \begin{cases} y_1 = f_1\left(x_1^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_1^{(0)}; \\ ....; \\ y_j = f_k\left(x_1^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_k^{(0)}; \\ y_{j+1} = f_{k+1}\left(x_1^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_{k+1}^{(0)}; \\ ....; \\ y_m = f_v\left(x_1^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_v^{(0)}; \end{cases}$$

$$\text{або } \begin{cases} y_1 = f_1\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_1^{(0)}; \\ ....; \\ y_j = f_k\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_k^{(0)}; \\ y_{j+1} = f_{k+1}\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_{k+1}^{(0)}; \\ ....; \\ y_m = f_v\left(S,V,x_i^{(2)},...,x_i^{(2)},...,x_n^{(2)}\right) * f_v^{(0)}, \end{cases}$$

де $f_1^{(0)}$,... , $f_k^{(0)}$, $f_{k+1}^{(0)}$, - математичні $f_v^{(0)}$ залежності, які є критерієм для порівняння при формуванні системи обмежень;

– одна з ознак рівності або нерівності: =, ≠, >, <, ≥, ≤.

– сукупність r можливих фізичних параметрів p_q , які можуть бути використані як міра інтенсивності певних фізичних процесів під час фрезерування зубчастих коліс інструментом з покриттям.

– сукупність функціональних залежностей I групи, які мають вигляд:

$p_q = f(S,V)$ при $x_i^{(2)} = const$ и $x_i^{(3)} = const$;

– сукупність функціональних залежностей II групи, які мають вигляд :

$p_q = f\left(x_1^{(2)},..., x_i^{(2)},..., x_n^{(2)}\right)$ при $x_i^{(1)} = const$ и $x_i^{(3)} = const$;

-сукупність функціональних залежностей III групи, які мають вигляд:

$$y_j = f(p_1,..., p_q,..., p_r);$$

-система взаємних функціональних залежностей фізичних процесів в зоні різання, що розвиваються на різних рівнях які характеризують інтенсивність протікання фізичних процесів:

$$e = f(p_q).$$

Енергетичний критерій за свою сутністю є поєднання енергії, витраченої на відділення одиниці маси (об'єму) оброблюваного матеріалу при стружкоутворенні, і питомої енергії, витраченої на розсіювання одиниці маси (об'єму) матеріалу інструменту при зношуванні інструменту.

Запропонована загальна структура теоретичної моделі процесу зубофрезерування представлена на (рис 1.8). Стрілками на ілюстрації показані різні типи функціональних залежностей, які виділені в моделі/

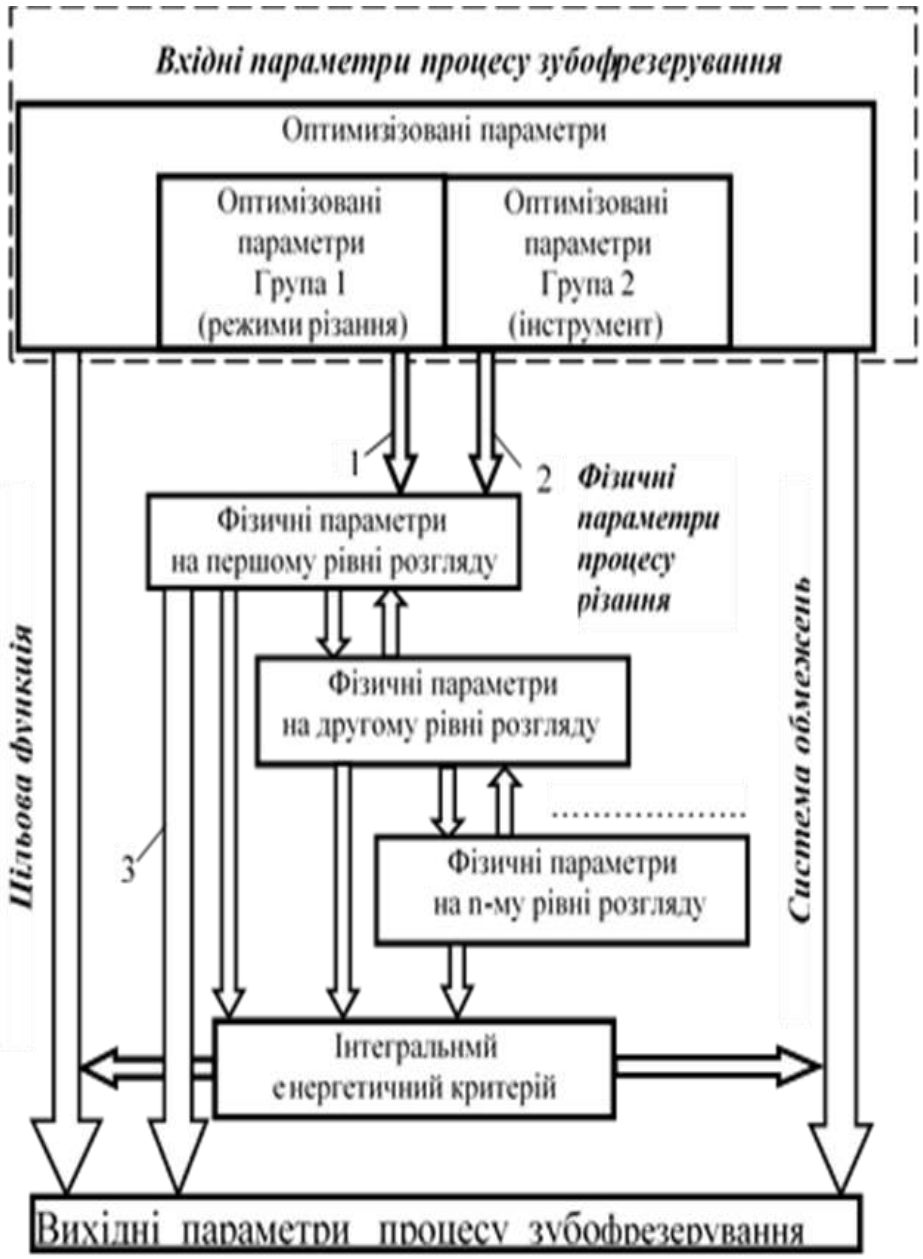


Рисунок 1.8 – Загальна структура моделі процесу зубофрезерування

На основі цієї загальної структури моделі може бути розроблений набір конкретних розрахунково- аналітичних методик для визначення оптимальних режимів різання і математичних моделей для їх реалізації.

Першим етапом формування розрахунково-аналітичної методики визначення оптимальних режимів різання є аналіз загальної структури теоретичної моделі, здійснюваної на основі постановки задачі. Наприклад, якщо стоїть завдання находження оптимальних режимів різання, формулюють комплексний критерій оптимальності, що представляє собою адитивну згортку

декількох критеріїв і систему обмежень у вигляді нерівностей або рівнянь; при необхідності знаходження режимів різання, допустимих за будь-яким критерієм, сформований розрахунково-аналітичний метод може ґрунтуватися тільки на одному обмеженні у вигляді нерівності.

Другим етапом формування розрахунково-аналітичного методу є представлення цільових функцій і обмежень через функціональні залежності I, II і III груп. Таким чином, встановлюється зв'язок між вихідними і оптимізованими параметрами процесу різання і фізичними параметрами, що характеризують інтенсивність різних фізичних явищ при фрезеруванні зубчастих коліс.

Третім етапом становлення розрахунково-аналітичного методу є вираження залежностей, отриманих на другому етапі за допомогою інтегрального енергетичного критерію.

Результатом формування розрахунково-аналітичної методики повинна стати цільова функція і система обмежень, виражена через величину інтегрального енергетичного критерію *e*.

В якості критеріїв оптимальності може використовуватися максимальна довжина шляху фрезерування або період стійкості фрези, максимальна продуктивність формоутворення. Система обмежень повинна в першу чергу включати обмеження за технологічними характеристиками деталі та технічними можливостями верстатів, інструментів, технологічного обладнання, обмеження організаційного, технічного та економічного характеру [117].

Виходячи із проведеного налізу слід зазначити що найбільш перспективним напрямком є дослідження закономірностей фізичних та енергетичних процесів у зоні зубофрезерування з метою отримання аналітичних залежностей процесу різання від вхідних параметрів та функціональних залежностей інтегрального енергетичного критерію [117]. Вирішення задачі вибору енергоефективних режимів зубофрезерування великомодульниих зубчастих коліс пропонується здійснювати шляхом розробки та реалізації оптимізаційної моделі процесу обробки на базі критерію оптимізації, що враховує питомі витрати енергії на перебіг фізичних процесів.

1.5 Висновки по першому розділу

1. З метою підвищення завантаженості зубів в приводах машин важкого машинобудування пропонується застосування зубчастих передач з асиметричною формою профілю робочих поверхонь зубів що є одним із найефективніших та найактуальніших на сьогоднішній день шляхів підвищення надійності та довговічності зубчастих передач, а отже, і редукторів, при одночасному зниженні їхніх габаритів і маси. У зв'язку з цим доцільно розробити методологію формоутворення та систему інструментального забезпечення виготовлення великомодульних зубчастих коліс з асиметричним профілем.

2. Методи забезпечення продуктивності, точності та якості зубооробки великомодульних зубчастих коліс недостатньо вивчені та потребують поглиблених досліджень з урахуванням основних показників зубчастих передач, які значною мірою визначаються експлуатаційними властивостями зубчастих циліндричних коліс і форми контактуючих поверхонь зубів.

3. Експлуатаційні властивості та несуча здатність і контактна взаємодія зубчастих коліс залежать від форми контактуючих поверхонь зубів і стану поверхневого шару, тому необхідно провести подальші дослідження за призначенням комплексного підходу щодо вивчення стану системи параметрів поверхневого шару асиметричних зубчастих коліс.

4. Процес зубофрезерування характеризується складною динамічною поведінкою, зумовленою переривчастим характером різання, багатозубою взаємодією та періодично змінними параметрами системи. Більшість сучасних досліджень зубофрезерування базуються на підходах, запозичених із теорії фрезерування, і не повною мірою враховують специфіку геометрії зубів коліс та кінематику процесу. Перспективним напрямом є подальше дослідження динамічних процесів при зубофрезеруванні великомодульних циліндричних зубчастих коліс збірними фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин.

5. Оцінка ефективності процесу зубофрезерування може бути проведена на

основі аналізу температур на контактних поверхнях збірної черв’ячної фрези, що залежать від геометрії та режимів різання і часу роботи фрези. Температура різання має значний вплив на інтенсивність зношування ріжучих крайок фрези та період їх стійкості. Тому розгляд закономірностей розподілу теплових потоків при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс збірними черв'ячними фрезами і знятті великих перетинів зрізу має велике значення для розуміння фізичної сутності процесу фрезерування.

6. Виходячи із проведеного аналізу слід зазначити що розрахунково-аналітичний метод визначення режимів різання повинен ґрунтуватися на визначенні цільової функції і системи обмежень через величину інтегрального енергетичного критерію, що представляє собою міру оцінки інтенсивності всіх фізичних процесів при різанні. Інтегральний енергетичний критерій, в свою чергу, може бути виражений у вигляді функції параметрів, що відображають інтенсивність перебігу окремих взаємозалежних фізичних процесів. Вирішення задачі енергоефективних режимів фрезерування великомодульних зубчастих коліс пропонується здійснювати шляхом розробки та реалізації оптимізаційної моделі процесу обробки на базі критерію оптимізації, що враховує питомі витрати енергії.

Метою роботи є підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних зубчастих коліс за рахунок дослідження та оптимізації процесів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезвійної обробки, удосконалення процесу фрезерування, розроблення системи інструментального забезпечення, що дасть змогу забезпечити прогнозовану асиметричну форму, якість поверхневого шару зубів та експлуатаційні властивості зубчастих передач. Це має забезпечити покращені експлуатаційні властивості великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів. за рахунок застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів замість традиційного симетричного профілю

Для реалізації поставленої мети в межах дослідження передбачається вирішення таких завдань:

- провести аналітичний огляд і визначити перспективні напрями підвищення ефективності та якості зубообробки АЗК;

- надати обґрунтування доцільності використання конкретних методів зубообробки для формування цільових експлуатаційних властивостей АЗК;

- визначити основні принципи інструментального забезпечення виробництва великомодульних зубчастих коліс, виходячи із системного підходу на основі особливостей формоутворення зубчатих коліс з асиметричним профілем;

- дослідити динамічні процеси та закономірності розподілу теплових потоків при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс збірними черв'ячними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин при знятті великих перетинів зрізу для розуміння фізичної сутності процесу різання;

- визначити критерії вибору оптимальних режимів лезвійної обробки для досягнення високих експлуатаційних характеристик АЗК;

- сформулювати підходи до моделювання керування основними показниками лезвійної обробки АЗК — точністю, якістю і продуктивністю та забезпечити впровадження практичних результатів дослідження у виробництво підприємств важкого машинобудування.

РОЗДІЛ 2
МЕТОДИЧНІ ПІДХОДИ ФОРМОУТВОРЕННЯ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС, УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ТА ПРОДУКТИВНІСТЮ ЗУБОФРЕЗУВАННЯ.

2.1 Методика розрахунку зубчатої передачі з асиметричним профілем зуба

Для розрахунку зубчатої передачі з асиметричним профілем зуба, спочатку, подібно до розрахунку шестерень із симетричним контуром, обчислюються параметри зубців шестерні, на другому виконується розрахунок параметрів уніфікованого вихідного рейкового контуру для пари спряжених коліс. У деяких випадках, призначаються параметри окремих рейкових контурів для кожного зубчастого колеса [41, 42].

Для робочого профілю зуба колеса застосовується більший кут тиску, для неробочого профілю - менший. Для робочого профілю приймемо індекс – d, для неробочого – c.

Асиметричний евольвентний профіль зуба формується двома евольвентами від різних головних кол d_{bd} і d_{bc} та обмежується діаметром вершини d_a і перехідної кривої, сформованої на основі умови мінімізації напружень і прийнятного радіального зазору, рисунку 2.1.

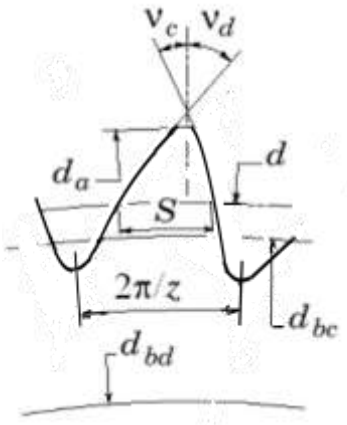


Рисунок 2. 1 –Профіль асиметричного зуба колеса

Коефіцієнт асиметрії профілю зуба k (для симетричних зубців k = 1):

Кут v_d (рис. 2.1):

$$\mathrm{v}_d = \arccos(d_{bd}/d\Delta),\ \mathrm{v}_c = \arccos(d_{bc}/d\Delta) \qquad (2.1)$$

Коефіцієнт асиметрії профілю зуба k:

$$\mathrm{k} = d_{bc}/d_{bd} = \cos \mathrm{v_c}/\cos \mathrm{v_d} = \cos d_{bc}/\cos d_{bd}. \qquad (2.2)$$

Кути профілю асиметрії на діаметрі d_a:

$$d_{ad} = \arccos(d_{bd}/d_a),\ d_{ac} = \arccos(d_{bc}/d_a). \qquad (2.3)$$

Коефіцієнт товщини на вершині асиметричних зубчатих коліс:

$$\mathrm{m}_a = \mathrm{Sa}/d_{bd} = [inv\ \mathrm{v_d} + inv\ \mathrm{v_c} - invd_{ad} - invd_{ac}]. \qquad (2.4)$$

Коефіцієнт m_a обирають в інтервалі (0,25…0,4)/z. Збільшення m_a призводить до зменшення коефіцієнта перекриття. На (рис 2.2) приведена схема взаємодії зубчатих коліс с асиметричним профілем.

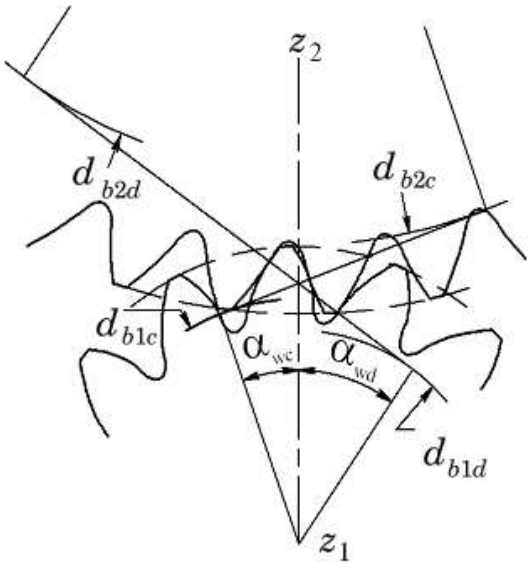


Рисунок 2. 2 – Схема взаємодії зубчатих коліс з асиметричним профілем

Кути взаємодії зубчатих коліс с асиметричним профілем α_{wd} і α_{wc} знаходяться враховуючи залежність (2.2):

$$inv\alpha_{wd} + inv\ \alpha_{wc} = \\ = [\ inv\ v_{1d} + inv\ v_{1c} + u\ (inv\ v_{2d} + inv\ v_{2c}\ ) - 2/\ \pi\ z_1](1+u). \quad (2.5)$$

Коефіцієнт перекриття зубчатих коліс с асиметричним профілем

– для робочої сторони зуба:

$$\epsilon_{\alpha d} = z_1\ [\tan\ \alpha_{a1d} + u\ \tan\ \alpha_{a2d} - (1+u)\ \tan\alpha_{wd})]/2\ \pi; \quad (2.6)$$

– для неробочої сторони зуба

$$\epsilon_{\alpha c} = z_2\ [\tan\ \alpha_{a1c}c + u\ \tan\ \alpha_{a2c} - (1+u)\ \tan\ \alpha_d)]/2\ \pi. \quad (2.7)$$

Щоб уникнути перешкод, кути тиску в нижніх точках неробочої сторони асиметричного зуба (як найбільш чутливі) мають бути більшими або дорівнювати нулю:

– для шестерні:

$$\tan\ \alpha_{p1c}\ = (1+\ u)\ \tan\ \alpha_c - u\ \tan\ \alpha_{p2c}\ > 0; \quad (2.8)$$

– для колеса:

$$\tan\ \alpha_{p2c} = (1+u)\ \tan\ \alpha_c/u - \tan\ \alpha_{a2c}\ /u > 0. \quad (2.9)$$

Кути тиску в нижніх точках контакту робочої сторони асиметричного зуба дорівнюють:

$$\tan\ \alpha_{p1d} = (1+\ u)\ \tan\ \alpha_d - \tan\ \ \alpha_{p2d}\ , \\ \tan\ \alpha_{p2d} = (1+\ u)\ \tan\alpha_d/u - \tan\ \ \alpha_{a2d}\ /u. \quad (2.10)$$

При взаємодії спряжених шестерні і колеса з асиметричним профілем зуба де параметрами вихідної рейки початковими даними є: кількість зубів пари коліс z_1 и z_2 за наявності замкненого контуру та коефіцієнтів товщини зубів на вершині S_{a1}^* і S_{a2}^*. Координати точки відповідної передачі, з кутами робочого профілю на діаметрі вершин α_{a1d} і α_{a2d} та коефіцієнт, такий як модуль m_w або інтервал між центрами a_w, повністю описують геометрію передачі.

При заданому модулі на початковому колі m_w вираховуємо інтервал між центрами шестерні і колеса:

$$a_w = (z_1 + z_2)\, m_w/2. \tag{2.11}$$

При заданому інтервалі між центрами a_w обчислюємо модуль на початковому колі m_w:

$$m_w = 2a_w/(z_1 + z_2). \tag{2.12}$$

З урахуванням попередніх розрахунків обчислюємо початкові діаметри профілю зуба:

$$d_{w1} = m_w z_1, \quad d_{w2} = m_w z_2. \tag{2.13}$$

Основні діаметри асиметричного профілю зуба відповідно:

$$\begin{gathered} d_{b1d} = d_{w1} \cos\alpha_{wd}; \quad d_{b2d} = d_{w2} \cos\alpha_{wd}; \\ d_{b1c} = d_{w1} \cos\alpha_c; \quad d_{b2c} = d_{w2} \cos\alpha_c. \end{gathered} \tag{2.14}$$

Товщина зуба при початковому діаметрі асиметричного профілю дорівнює:

$$\begin{gathered} S_{w1} = d_{w1}\,(inv\ \mathrm{v}_{1\mathrm{d}} + inv\ \mathrm{v}_{1\mathrm{c}} - inv\ \alpha_{dw} - inv\ \alpha_{wc})/2, \\ S_{w2} = d_{w2}\,(inv\ \mathrm{v}_{2\,\mathrm{d}} + inv\ \mathrm{v}_{2\mathrm{c}} - inv\ \alpha_{dw} - inv\ \alpha_{wc})/2. \end{gathered} \tag{2.15}$$

Вихідна рейка утворює активну частину профілю зуба без підрізання з прийнятним радіальним зазором між колом западин та колом вершин

спряженого колеса. Крім того, форма евольвентного профілю кривої повинна забезпечувати необхідну міцність і жорсткість зубів з асиметричною формою.

Розмір кутів профілю рейки та форма закруглення верхівки зуба підлягають оптимізації. Мета оптимізації це забезпечити мінімізацію згинальних напружень та необхідну жорсткість зубів колеса під навантаженням.

Для оцінки використання уніфікованої вихідної рейки, рекомендується порівнювати згинальні напруження, отримані при використанні уніфікованої вихідної рейки для шестерні і колеса з асиметричним профілем.

2.2 Формоутворення черв'ячних фрез із протуберанцем для обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс.

Для поліпшення умов чистової обробки великомодульних АЗК припуск має бути нерівномірним: більшим біля вершини, меншим біля ніжки зуба. Тому для обробки коліс із припуском під шліфування потрібні спеціальні фрези. Вони відрізняються не тільки виконавчими розмірами, а й конструктивними елементами. Для забезпечення розподілу припуску пропонується застосувати зуборізні черв'ячні фрези з протуберанцем. Протуберанець забезпечує невеликий підріз ніжки зуба, щоб зменшити припуск під шліфування в западині та знос шліфувального круга [10, 11, 21, 49].

Формоутворення ніжки зуба в цьому випадку набагато складніше, ніж у звичайних модульних фрез. Звичайна модульна фреза описує перехідну криву, яка плавно сполучається з евольвентним профілем зуба колеса, унаслідок чого вершина ріжучого інструменту, що виконує чистову обробку, перебуває в несприятливих умовах. Наявність підрізу істотно покращує умови різання, розвантажуючи вершинні кромки інструменту. Заокруглення утворюється потовщеною верхньою частиною фрези - протуберанцем (рис. 2.3). верхня частина фрези розширена за рахунок введення додаткового кута профілю, утвореного перехідною прямою між вершиною фрези і прямою основного профілю.

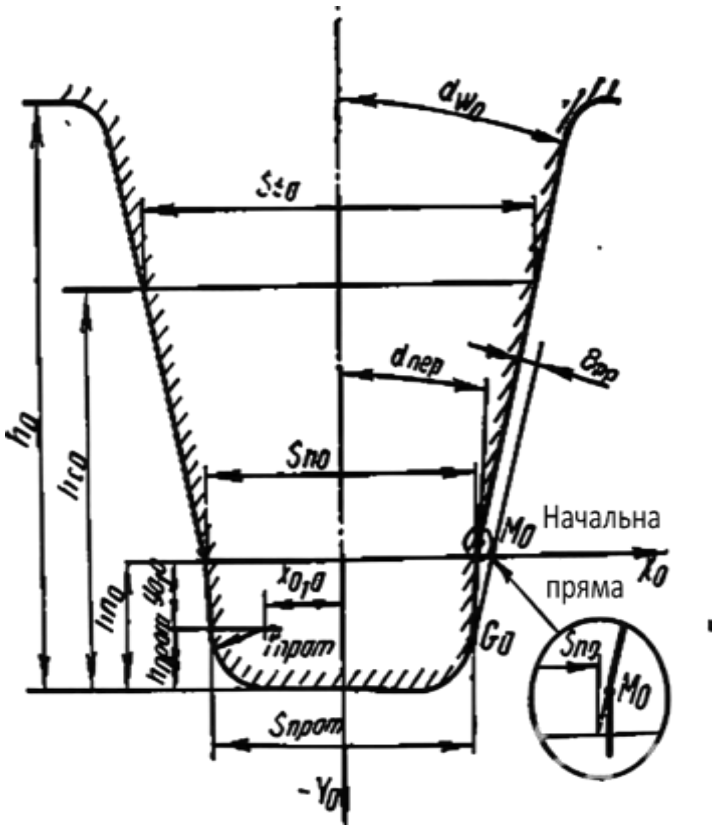


Рисунок 2.3–Профіль зуба черв'ячної фрези з протуберанцем

Ділянка перехідної прямої G0M0 плавно сполучається з радіусом заокруглення вершини фрези в точці G0. Заокруглення задають, як правило, у вигляді дуги кола.

Якщо розглядати профіль западини зубчастого колеса з фасонним заокругленням, яка складається з двох ділянок - евольвенти та дуги кола, то обкатуванням можна отримати лише частину дуги, а саме CGKp, у точці GKp якої виконується умова ρ = p. Для цього коло радіусом rW має проходити через центр заокруглення.

Наявність непрофільованої ділянки GkpA призводить до розриву профілю фрези, який і заповнюється перехідною прямою G0M0 яка під час обкатки описує подовжену евольвенту, яка може зрізати припуск біля точки A.

Таким чином, заокруглення (рис. 2.4) складається з прямолінійної ділянки CF і перехідної кривої G'F, яка перетинається з евольвентою зуба M'M" у точці A. Імовірність появи уступів після шліфування за такої форми ніжки зуба зводиться до мінімуму.

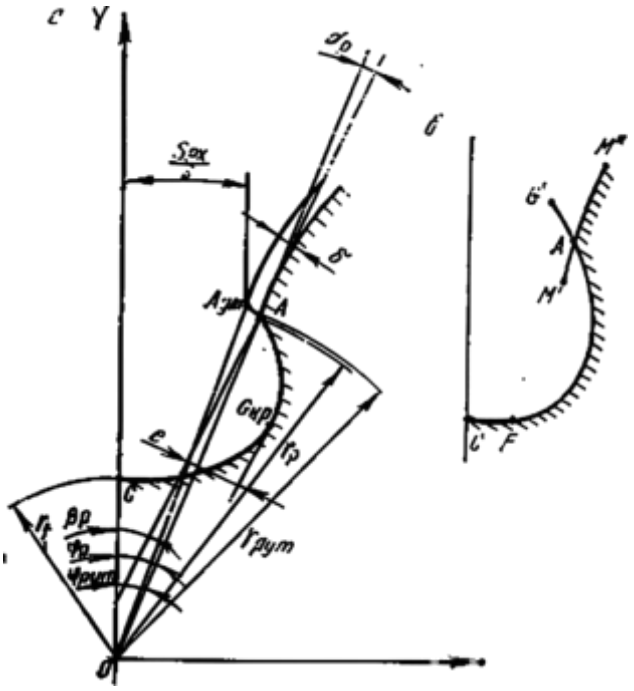


Рисунок 2.4– Профіль западини з біля ніжки зуба: черв'ячної фрези з протуберанцем

Під час розрахунку профілю зуба необхідно виконувати такі основні умови:

–кут профілю αW0 має бути більшим за αW0max за умовами різання;

– перехідна крива не повинна перетинати евольвенту вище точки А з полярними координатами rp, φp;

– радіус протуберанця rпрот має бути обраний таким, щоб не відбулося загострення вершини зуба;

– величина підрізу e має перебувати в заданих межах.

Виконання другої умови для фрез із протуберанцем вимагає зменшення радіуса обкатки і, відповідно, кута профілю, що сприяє зменшенню шорсткості поверхні заокруглення. Забезпечення необхідної величини підрізу за певних значень df і rp заданим радіусом протуберанця призведе автоматично до виконання четвертої умови. Для цього отримане на зубі заокруглення повинно мати достатню величину e підрізу. Величина підрізу залежить від конструктивних параметрів та особливостей обробки зубчастих коліс.

Пропонується наступне формоутворення зуба черв'ячної фрези для нарізання великомодульних асиметричних зубчастих коліс :

– профілювання зуба фрези с кутом α = 20 по правому робочому профілю;

– профілювання зуба фрези с кутом α = 24 по лівому не робочому профілю;

–профілювання зуба фрези с протуберанцем для асиметричного профілю;

–обробка зубчастого колеса с припуском по боковому профілю с протуберанцем ,

– обробка зубчастого колеса асиметричного профілю чистовою фрезою без обробки впадини зуба.

Цей метод профілювання та обробки рекомендується використовувати для великомодульних асиметричних зубчастих коліс, які працюють на високих навантаженнях [49] .

Фреза з протуберанцем є спеціальним інструментом, призначеним для обробки певного зубчастого колеса з асиметричним профілем. Радіус початкового циліндра визначають за умови, що пряма G0M0 і крива G0K0 перетинаються в точці Аут (рис. 2.5).

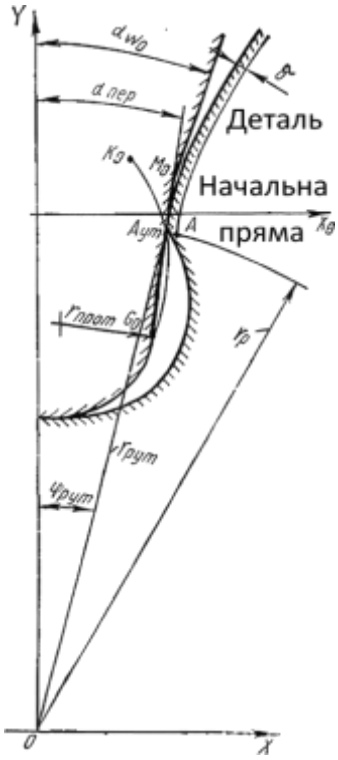


Рисунок 2.5 –Зачеплення черв'ячної фрези
з протуберанцем і зубчастого колеса з асиметричним профілем

Крива G_0K_0 є траєкторією руху точки G_0 у процесі обкатки. Точка G_0 розглядається як така, що найбільше підрізається. Усі точки вершини, що лежать нижче, описують криві, що проходять лівіше від точки A_{ym}, що належить чорновому профілю зуба колеса. Уточнені координати визначаються такими залежностями:

$$r_{Pym} = \sqrt{r_p^2 + 2r_p \sin(\alpha_p) + \delta^2};$$
$$\varphi_{Pym} = \arcsin\left(\frac{r_p \sin(\varphi_p) - \delta \cos(\beta_p)}{r_{Pym}}\right), \quad (2.16)$$

де:

$$\varphi_P = \frac{S_{rp}}{2r_P};\ \beta_P = \alpha_P + \psi_P;$$
$$\alpha_P = \arccos\left(\frac{r_b}{r_p}\right);$$
$$S_{rp} = \frac{2\pi r_p}{z} - 2r_p\left(\frac{S_{tp}}{d} + inv(\alpha) - inv(\alpha_p)\right).$$

Крива G_0K_0 проходить через точку A_{ym}, якщо задовольняється така система рівнянь:

рівняння перехідної прямої, що проходить через точку A_{ym}:

$$y_{G0} = tg(0{,}5\pi - \alpha_{\text{пер}})(x_{G0} - x_{Aym}) + y_{Yym}, \quad (2.17)$$

де $x_{Aym} = r_{Aym}\sin(\varphi_{Aym})$; $y_{Aym} = r_{Aym}\cos(\varphi_{Aym}) - r_W$.

Рівняння (2.16) і (2.17) у разі спільного розв'язання дадуть визначити радіус r_W.

Ордината точки, що найбільш підрізається, визначиться як:

$$y_{G0} = r_{\text{прот}}(1 - \sin(\alpha_{\text{пер}})) + r_f - r_W. \quad (2.18)$$

З другого і третього рівнянь системи (2.16) знаходимо кути повороту.

$$\cos(\sigma) = \frac{r_{\text{прот}}\left(1 - \sin\left(\alpha_{\text{пер}}\right)\right) + r_{\text{прот}}}{r_{Pym}}; \quad \psi = \sigma - \varphi_{Pym}, \tag{2.19}$$

а з рівняння (2.17) – абсцису x_{G0}:

$$x_{G0} = \frac{y_{G0} - y_{Aym}}{tg\left(0{,}5\pi - \alpha_{\text{пер}}\right)},$$

або

$$x_{G0} = tg\left(\alpha_{\text{пер}}\right) r_{Pym}\left(\cos(\sigma) - \cos\left(\varphi_{Pym}\right)\right) + x_{Aym} \tag{2.20}$$

З першого рівняння системи визначаємо величину r_W:

$$\cos(\sigma) = \frac{r_{Pym}\sin(\sigma) + x_{G0}}{\psi}. \tag{2.21}$$

Виконавчі розміри профілю фрез з протуберанцем розраховуються аналогічно модульним. Зазначимо лише деякі особливості. За малих значень α_{W0} і великих $\alpha_{\text{пер}}$ може виявитися, що початкова пряма лежить нижче точки M_0. Значення h_{n0} і S_{n0} - умовні. Контур зуба необхідно перерахувати на іншу висоту:

$$S_{t0} = S_{n0} + 2(h_{t0} - h_{n0})tg(\alpha_{W0}).$$

Величина S_{t0} прийнята для чистового профілю зуба і тому, значення S_{n0} і S_{t0} необхідно зменшувати на величину $2\delta/\cos(\alpha_{W0})$.

Розміри протуберанця визначають за такими залежностями:

–ширина $S_{\text{прот}} = 2xG_0$;

– висота $h_{\text{прот}} = r_{\text{прот}}(1 - \sin(\alpha_{\text{пер}})$;

–виступ $e_{\text{фр}} = r_{\text{прот}} - \cos(\alpha_{W0})(S_{n0} - x_{O10}) + \sin(\alpha_{W0})(h_{n0} - r_{\text{прот}})$.

Для того щоб використовувати залежності (2.18) - (2.21), необхідно задатись величинами $r_{прот}$ і $\alpha_{пер}$. Для $r_{прот}$ найприйнятніше співвідношення $r_{прот} = (0{,}3... 0{,}4)m$.

Кут перехідної прямої $\alpha_{пер}$ вибирається в межах (3... 8)°. Величина підрізу e задається, як правило, від точки A (рис. 2.6) Оскільки в цій точці повинен закінчуватися процес обробки зуба наступним після фрези інструментом, відстань від дотичної прямої до профілю в точці А дає послідовність положень голівки фрези та задану величину підрізу.

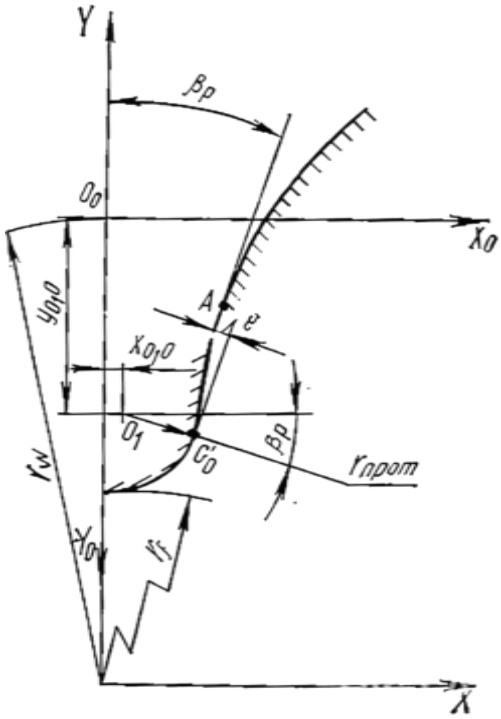


Рисунок 2.6 – Визначення величини підрізу зубчастого колеса з асиметричним профілем

У початковий момент:

$$e = r_{прот} + x_{0_1 0}\cos(\beta_p) - (r_W + y_{0_1 0})\sin(\beta_p) + r_p\sin(\alpha_p). \qquad (2.22)$$

Рівняння прямої в нормальному вигляді:

$$Mx + Ny + P = 0.$$

При підстановці координат точки G'_0 маємо:

$$e = MxG'_0 + NyG'_0 + P. \tag{2.23}$$

Згідно рисунку 2.6 знаходимо:

$$\left.\begin{array}{c} x_{G'0} = x_{O_1 0} + r_{\text{прот}}\cos(\beta_p); \\ y_{G'0} = r_f + r_{\text{прот}}(1 - \sin(\beta_p)); \\ M = \cos(\beta_p); N = -\sin(\beta_p); P = r_p \sin(\alpha_p). \end{array}\right\} \tag{2.24}$$

У процесі обкатки змінюватиметься положення центру $O_1 0$ і відповідно координат x_{O10} і y_{O10} залежно від кута повороту ψ (рис. 2.6). Величина підрізу при цьому також змінюватиметься, досягаючи в певний момент (при $\psi = \psi_{Kp}$) максимального значення. Це станеться, коли дотична під кутом $de/d\psi = 0$, β_p до окружності $r_{\text{прот}}$ буде дотичною до огинаючого сімейства кіл.

Значення ψ_{Kp} визначиться згідно рівняння:

$$\tan\left(\psi_{Kp} + \beta_p\right)\left(x_{O_1 0} + r_W \psi_{Kp}\right) + y_{O_1 0} = 0. \tag{2.25}$$

Під час профілювання фрези величини $\alpha_{\text{пер}}$ і $r_{\text{прот}}$ обирається певною мірою довільно. Отже, для отримання розмірів профілю западини зубчастого колеса можна використовувати фрези з різними за величиною елементами профілю.

Відповідно до формул (2.22) - (2.25) взаємозв'язок між параметрами, що визначають профіль фрези, має такий вигляд:

$$\frac{r_b}{\cos(\alpha_{W0})} = \frac{r_{Pym}}{\sigma - \varphi_{Pym}} \times$$
$$\times \left[\sin(\sigma) - \tan(\alpha_{\text{пер}})\left(\cos(\alpha) - \cos\left(\varphi_{Pym}\right)\right) + \sin\left(\varphi_{Pym}\right)\right], \tag{2.26}$$
$$\sigma = \arccos\left(\frac{r_{\text{прот}}(1 - \sin(\beta_p)) + r_f}{r_{Pym}}\right).$$

За постійних величин r_p, φ_p, r_f маємо велику кількість сполучень α_{W0}, $\alpha_{пер}$, $r_{прот}$, що задовольняють виразу (2.26). Дослідження показали, що при зміні $r_{прот}$ і $\alpha_{пер}$ змінюється незначно. Величина $r_{прот}$ як така, що визначає радіус заокруглення зуба колеса, також змінюється незначно, а тому практично не впливає на умови різання і формоутворення. Кут же $\alpha_{пер}$ визначає бічні кути різання. тому як критерій оптимальності доцільно вибирати кут $\alpha_{пер}$. Цільова функція збігається з критерієм оптимальності і має вигляд

$$f_0 = \alpha_{пер} \rightarrow max. \tag{2.27}$$

На змінні, що входять у функцію (2.27), накладемо такі обмеження:

$$\left.\begin{array}{c} \alpha_{W0} \geq \alpha_{W0\,min}; \\ \alpha_{пер} \geq \alpha_{пер\,min}; \\ r_{прот} \geq r_{сопр}; \\ e_{max} \geq e \geq e_{min}. \end{array}\right\} \tag{2.28}$$

де $\alpha_{W0\,min}$ - визначається так само, як для звичайних модульних фрез;

$\alpha_{пер}$ - мінімально допустимий кут перехідної прямої.

Його величина коливається в межах $(3 \dots 5)^0$. У рідкісних випадках $\alpha_{пер} = (1 \dots 2)^0$; $r_{сопр}$ - обмеження за зрізом вершини. Визначається за формулою, яка має такий вигляд:

$$r_{сопр} = \frac{r_{Рут} \sin\left(\varphi_{Рут} - \alpha_{пер}\right) + r_f \sin(\alpha_{пер})}{1 - \sin(\alpha_{пер})}. \tag{2.29}$$

Небезпека зрізу вершини зуба фрези може виникнути за великих значень $\alpha_{пер}$ і δ; e_{min}, e_{max} - допустимі межі величини підрізу. Вони визначаються з конструктивних (e = 0,04 ... 0,10) або технологічних (e = 0,10 ... 0,25) міркувань. Для зубчастих коліс із малим числом зубів обмеженням є e_{max}, а для коліс із великим числом зубів - e_{min}.

Наведена математична модель описує алгоритм формоутворення АЗК із підрізом біля ніжки зуба. Алгоритм, що реалізує цю модель, наведено на рисунку 2.7.

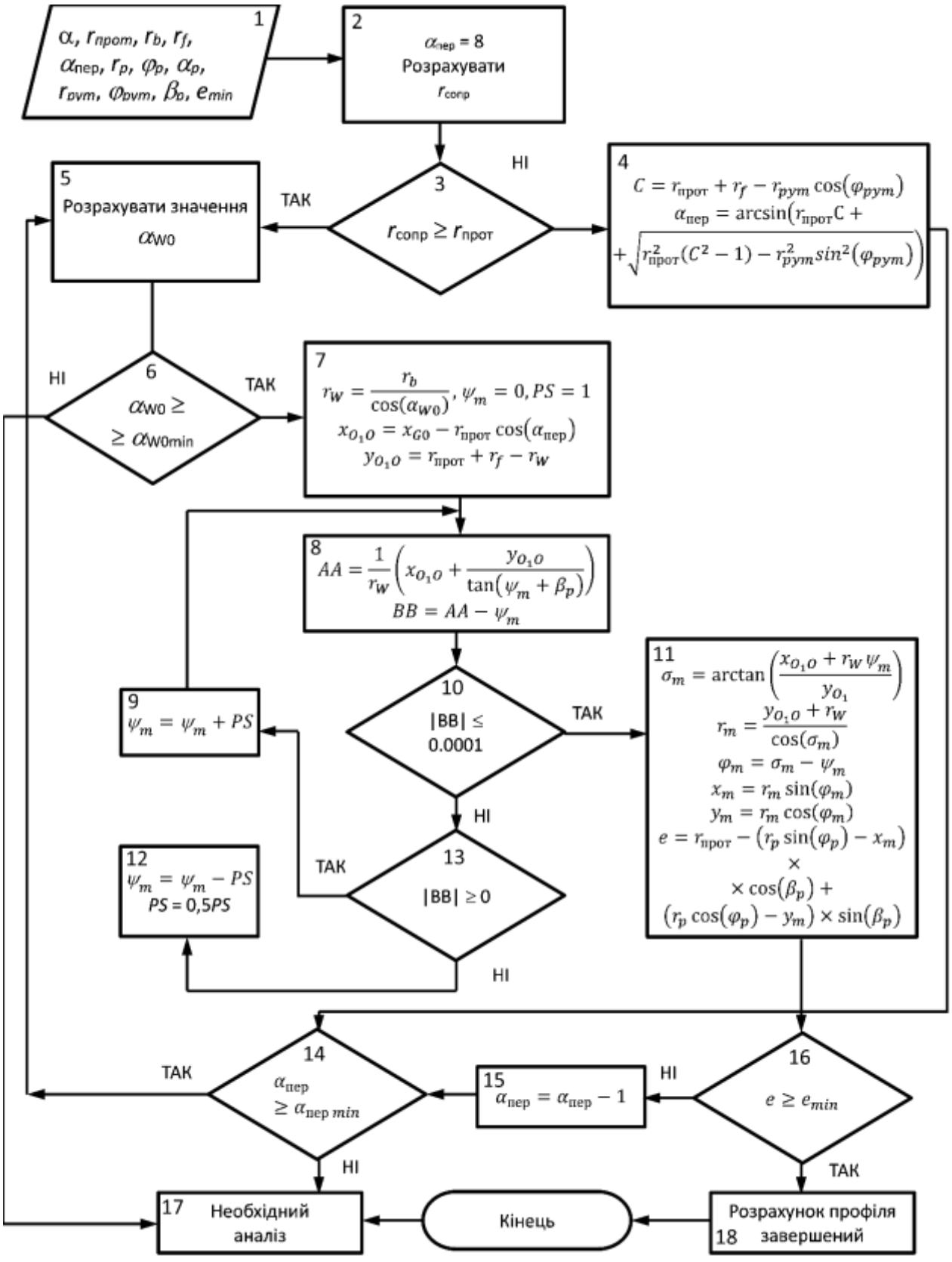


Рисунок 2.7 –Блок-схема алгоритму визначення оптимальних розмірів профілю черв'ячних фрез із протуберанцем для обробки асиметричних зубчастих коліс

Рівняння (2.25) приведено до вигляду:

$$\psi_m = \frac{1}{r_W}\left(x_{O_1 0} + \frac{y_{O_1 0}}{\tan(\psi_m + \beta_p)}\right). \quad (2.30)$$

Процес розрахунку триває до виконання умови в блоці 10, тобто до знаходження кореня ψ_m. Блок 11 містить формули розрахунку величини підрізу e, якщо вона відповідає вимогі в блоці 16, розрахунок закінчується. Таким чином, остаточний розв'язок забезпечується за максимально можливого значення $\alpha_{пер}$.

Цей метод профілювання рекомендується використовувати для великомодульних АЗК, які працюють на високих навантаженнях. Це дозволить підвищити точність зачеплення, зменшити навантаження на зуб та збільшити довговічність зубчастої передачі.

2.3 Методологія управління якістю та продуктивністю фрезерування асиметричних зубчастих коліс

Процес обробки зубчастих коліс безперервно вдосконалюється в напрямі підвищення продуктивності та точності.

Можливості підвищення продуктивності зубофрезерування визначаються аналізом формули визначення основного технологічного часу обробки зубчастого вінця:

$$t_0 = \frac{z\pi D_0(b + y_1 + y_2)}{Skv \cdot 10^3}, \quad (2.31)$$

де b–ширина зубчастого вінця, мм; y_1 - величина врізання фрези;

y_2 –величина виходу фрези із заготовки;

z – кількість зубів асиметричного зубчастого колеса;

$D_ф$–діаметр фрези, мм; k–кількість заходів фрези.

Крім напрямів, що сприяють підвищенню продуктивності процесів різання, - високошвидкісна обробка, збільшення подачі, збільшення кількості заходів фрези під час чорнового оброблення, є встановлення регламенту обробки з урахуванням забезпечення форми зуба і якості поверхневого шару.

Засобом високошвидкісної обробки є створення сприятливих умов формоутворення асиметричного профілю, схем обробки, застосування збірних фрез оснащених твердосплавними пластинами з покриттям і мінералокерамікою.

Можливості зменшення довжини шляху та подачі інструменту реалізуються через поєднання радіального і поздовжнього переміщень фрези. Можливості збільшення подачі під час зубофрезерування черв'ячними фрезами можуть бути реалізовані шляхом зменшення кута контакту зуба фрези при врізанні, що дає змогу раціонально розподіляти навантаження на зуб фрези із забезпеченням підвищення стійкості інструменту.

Високопродуктивні процеси формоутворення асиметричних зубчастих коліс базуються на комплексному використанні таких основних принципів:

–застосування дискових спеціальних немодульних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин;

–застосування циліндричних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин із зносостійкими покриттями;

–багатокритеріальна оптимізація процесів зубообробки з урахуванням жорсткості технологічної верстатної системи та енергоефективності.

Запропоновані принципи дають можливість підвищити ефективність зубообробки АЗК та забезпечити задані параметри форми та точності поверхні зубчастих коліс.

Різні підходи обробки зубчастих коліс надають можливість розробити наукові напрямки з підвищення продуктивності обробки АЗК із забезпеченням необхідних параметрів профілю асиметричного зуба колеса, та визначити їхню експлуатаційну властивість.

Під час лезвійної обробки АЗК поверхневий шар піддається пластичному

деформуванню та місцевому короткочасному нагріванню. У цьому шарі виникають залишкові напруження, які мають значну величину під час тертя ковзання, наряду із формою евольвентного профілю визначається хвилястість та фізико-механічні властивості (мікротвердість і залишкові напруження).

Забезпечення експлуатаційних властивостей асиметричних зубчатих коліс визначається розв'язанням двох завдань: по- перше, вибір кута профілю робочих поверхонь зубів, що мають забезпечити необхідні параметри, по-друге, вибір методу та призначення оптимальних режимів обробки, які забезпечують економію енерговитрат та досягнення заданої форми, точності розмірів і задані параметри стану поверхневого шару АЗК.

Для поліпшення умов процесу припрацювання поверхонь зубчастих передач, є необхідність утворення рівноважної шорсткості асиметричної поверхні зуба (рис. 2.8).

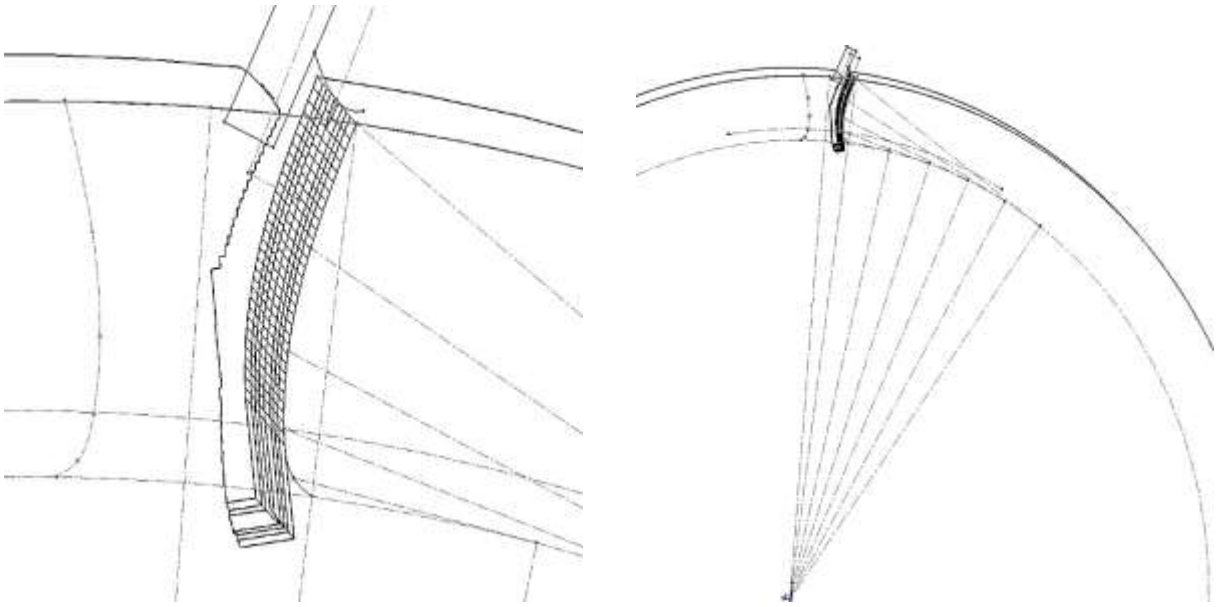


Рисунок 2.8 – Утворення рівноважної шорсткості поверхні асиметричних зубчастих коліс

Рівноважний стан поверхонь тертя АЗК з урахуванням необхідної зносостійкості (рис. 2.9) характеризується параметром C_x [38, 42]:

$$C_x = \frac{H_p W_p (0{,}78 R_z)}{S_m^6 k^{-12}}. \quad (2.32)$$

де H_p, - висота згладжування макровідхилень;

W_p - висота згладжування профілю хвилястості;

R_z - висота нерівностей профілю ,

S_m - середній крок нерівностей;

k ($H_{\mu 0}$) - ступінь зміцнення.

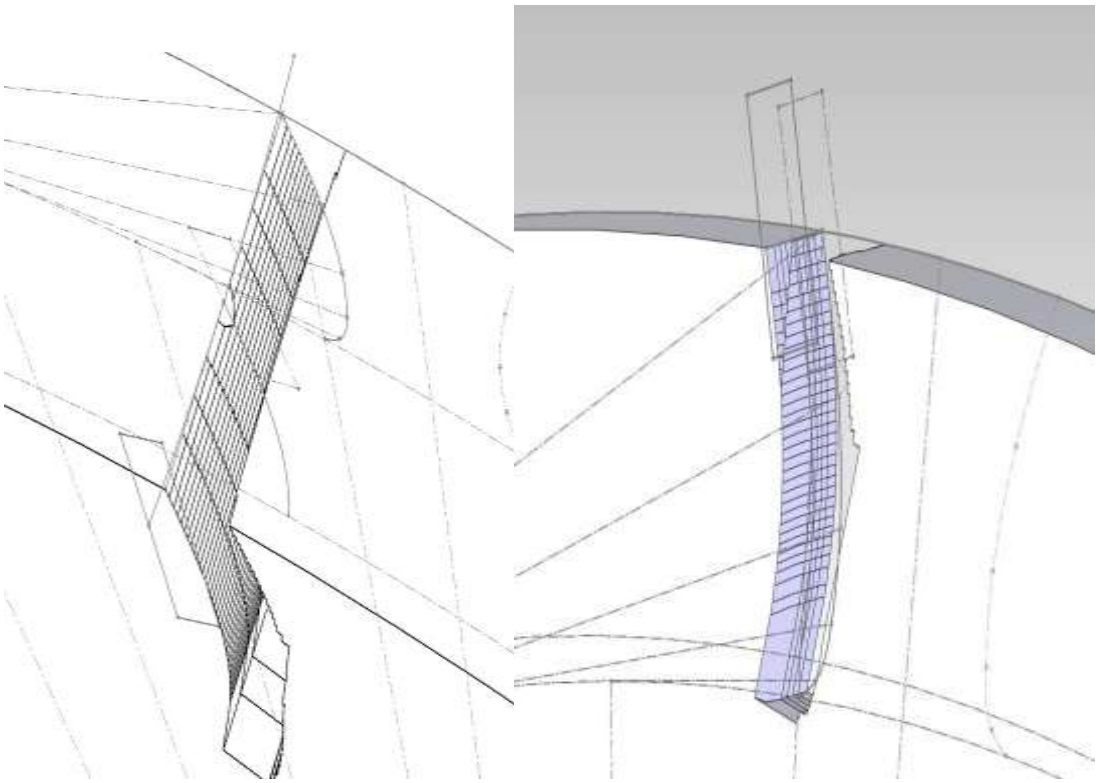


Рисунок 2.9 – Утворення рівноважної шорсткості поверхні асиметричних зубчастих коліс

Значення комплексного параметра, що забезпечує необхідну зносостійкість асиметрично і поверхні зуба:

$$C_x = 3375 \left(\frac{\sigma_\tau}{\pi(1-\mu^2)} \right)^3 \left(\frac{10In}{\chi p} \right)^6, \quad (2.33)$$

де σ_τ–напруження плинності;

E–модуль пружності%;

μ–коефіцієнт Пуассона;

n–кількість циклів , що призводить до руйнування поверхні асиметричних зубчастих коліс;

I –інтенсивність зносу асиметричних зубчастих коліс у період нормального зношування;

χ–коефіцієнт, що враховує параметри опорної кривої;

p–питоме навантаження, що припадає на геометричну площу контакту

Значна частка роботи тертя в зоні контакту різальної крайки черв'ячної фрези перетворюється на теплоту, а зі збільшенням температури зростає інтенсивність зношування різальної крайки фрези. З метою підвищення ефективності процесу фрезерування асиметричних зубчастих коліс необхідне визначення мінімального кута ковзання $\Psi_{ск}$ різальної крайки фрези. Процес ковзання відбуватиметься на певному куті $\Psi_{ск}$ до того моменту, коли пластичні деформації не перейдуть у процес різання, коли товщина зрізу a_i набуде певного значення - величини більшої ніж радіус заокруглення різального леза ρ [22].

Під час ковзання зуба фрези температура в зоні різання поступово зростає, що призводить до інтенсивності зношення різальноїї крайки пластини . Після досягнення певної товщини шару a_i , процес пластичної деформації переходить у різання.

Необхідною умовою для підвищення якості поверхні зуба колеса, є визначення оптимального кута ковзання $\Psi_{ск}$ для чого необхідно розглянути процеси які відбуваються під час зубофрезерування асиметричних зубчастих коліс [36, 42, 43, 87].

У процесі зняття стружки деформація шарів оброблюваного матеріалу виникає не тільки в ділянці площини сколювання, а й попереду зуба фрези, і під площиною різання. Метал, що деформується різальною крайкою, у стружку не переходить. Деформований шар після проходження різальної крайки визначає

глибину наклепу[26]. Кут ковзання $\Psi_{ск}$ відповідає пластичному відтисненню матеріалу, коли матеріал обтікає лезо фрези без утворення стружки [21, 43, 96]. Під час поглиблення леза в шар шо знімається, настає момент коли зсув металу та перетворення його в стружку змінюється його загальмовуванням, що призводить до інтенсивного нагрівання металу в зоні різання [26].

Розглянута теорія пластичності визначає умови переходу пластичного відтиснення в різання:

$$\frac{h_i}{R} = \frac{a_i}{\rho} \geq \frac{1}{2}\left(1 - \frac{2\tau}{\sigma_s}\right), \tag{2.34}$$

де $h_i = a_i$ - товщина шару, що зрізається, мм;

$R = \rho$ - радіус різального леза, мм;

τ –міцність на зріз адгезійного зв'язку, н/м^2;

σ_s–границя плинності матеріалу, н/м^2.[26]

За $\sigma_s \leq 2\tau$ зовнішнє тертя неможливе при будь-якому відносному впровадженні; воно також неможливе за $h_i/R = a_i/\rho \geq 0{,}5$ навіть за умови нульової міцності адгезійного зв'язку на зріз [22].

У разі змащування мастилом граничним буде відносне впровадження $h_i/R = a_i/\rho \geq 0{,}31$ за порушення зовнішнього тертя в разі $\tau = 0$ і за наявності мастила на поверхні розділу коефіцієнт тертя залежно від відношення $h_i/R = a_i/\rho$ визначається з молекулярно-механічної теорії тертя[22]:

$$f = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta + 0{,}4a_r\sqrt{h/r}, \tag{2.35}$$

де τ_o – питома зсувна міцність молекулярних зв'язків [22];

β–коефіцієнт зміцнення молекулярних зв'язків під дією стискальних напружень;

a_r–коефіцієнт гістерезисних втрат під час ковзання [22];

p_r–тиск на фактичних майданчиках контакту.

Для нашого випадку:

$$f = 0{,}4\sqrt{a_r/\rho}, \tag{2.36}$$

Підставляючи в (2.28) значення a_i/ρ = 0,31, за якого неможливе зовнішнє тертя, отримаємо f = 0,22. Ця величина є граничним значенням деформаційної складової коефіцієнта тертя. Під час переходу критичного значення, тобто за $f \geq 0{,}22$ спостерігаються стрибки дотичної поверхні та індентора [22].

У таблиці 2.1 наведено діаграму розрахунку режимів формоутворення поверхневого шару. Під час різання із застосуванням поверхнево і хімічно активних мастильно-охолоджувальних рідин адгезійна взаємодія між стружкою та інструментом відсутня, адгезійна складова дорівнює нулю, а середній коефіцієнт тертя стає постійним, не залежним від умов зубофрезерування, тобто за умови $\tau/\sigma = f_2 \rightarrow 0$

$$f = f_1 + f_2 \rightarrow f_1, \tag{2.37}$$

де f_1 – коефіцієнт тертя, що залежить від молекулярно-атомної шорсткості поверхонь. [26]

Отже, глибина відносного впровадження, що призводить до різання без застосування мастила, відповідає $a_i/\rho \geq 0{,}5$, а з мастилом - $a_i/\rho \geq 0{,}31$ [22].

Товщина шару, що зрізається, $a_i = S(z)\cdot\sin(\Psi_{ск})\cdot\sin\varphi$, де S_z - подача на зуб; φ - кут профілю зуба фрези. Великомодульні асиметричні зубчасті колеса працюють в умовах високого контактного впливу та сприймають великі навантаження. Поверхневий шар зубів зубчастих коліс характеризується макровідхиленнями, хвилястістю, шорсткістю. Тому забезпечення якості поверхневого шару є важливим технічним завданням, яке розв'язують під час формоутворення АЗК лезвійною обробкою, як попередню операцію для зменшення припуску під остаточну чистову обробку.

Таблиця 2.1 – Діаграма розрахунку режимів формоутворення поверхневого шару асиметричних зубчастих коліс

Вхідні данні	Процес	Вихідні данні
σ_T= 785 Н/мм^2* E= 2,1·10^4 МПа* μ= 0,25... 0,30* Sm= 0,8... 2,5** I= (0,1... 0,85)·10^{10}* N=100... 2000* K= 1,1... 1,5** P = (0,5... 2,5) МПа* Hp= (0,4 … 0,6)·Hmax** $Hmax$= (10... 40) мкм** Wp=(0,25... 2,5) мкм**	$$P_Z = \frac{10{,}16\left(\frac{10InS_m\sigma_T E}{\chi p\pi(1-\mu^2)}\right)^{1{,}25}}{S_Z^{1{,}69}a_i^{0{,}50}k^3} \times \times \frac{\left(\frac{10InS_m\sigma_T E}{H_p W_p \chi p}\right)^{0{,}25}}{S_Z^{1{,}69}a_i^{0{,}50}k^3} V^{1{,}23}\rho^{0{,}14}\gamma^{0{,}41}$$ $$\chi = \frac{1}{2(\nu+1)}\sqrt{\frac{\nu}{2\alpha}}$$	P_Z
W_Z= (0,5... 4,0) мкм** R_Z= (0,32... 1,6) мкм**	$$V = W_z^{0{,}645}R_z^{0{,}813}\rho^{0{,}217}\nu^{0{,}682}S_z^{-0{,}722}K_{\text{фр}}^{-0{,}813}$$	V
Примітка: * - параметри, які обирають залежно від оброблюваного матеріалу та умов навантаження зубчастої передачі в процесі експлуатації; ** - параметри, які обирають залежно від методу обробки асиметричної поверхні зуба;		
	$$K_p = \frac{\sin(\Psi_{max}) - \sin(\Psi_{\text{ск.хв}})}{\sin(\Psi_{max})}100\%$$	$K_{фр}$
	$$\Psi_{max} = \arcsin\left(\frac{\sqrt{t(d_{\text{фр}} - t)}}{d_{\text{фр}}}\right)$$	ψ_{max}
ϕ=10^0... 60^0 S_Z= 0,05... 0,8	$$\Psi_{max} = \arcsin\left(\frac{C\rho}{S_z\sin(\phi)}\right)$$	$\psi_{\text{ск.хв}}$
	t = 2,25m	
Z= 10... 40 M= (12... 65) мм	$d_\phi = mZ$	
ρ= (0,02... 0,4)	$a_i = C\rho$	
МОТС: ОСМ-3, ОСМ-5, МР-14,	МОТС = Ні, C = 0,5 МОТС = Так, C = 0,31	

Одним із напрямів підвищення ефективності процесу лезвійної обробки зубчастих великомодульних АЗК є розробка і створення нових підходів формоутворення та інструментального оснащення.

2.4 Формування параметрів стану поверхневого шару асиметричних зубчастих коліс

Експлуатаційні властивості зубчастих коліс та механізмів залежать від якості поверхневого шару зубчастих коліс. Для забезпечення цих показників необхідно розглянути всі аспекти взаємозв'язку параметрів стану поверхневого шару АЗК з умовами їхньої обробки [27, 28, 29, 30, 32, 34].

Необхідно розглянути взаємозв'язок параметрів стану поверхневого шару асиметричних зубчастих коліс з умовами їхньої обробки черв'ячними твердосплавними фрезами та дисковими немодульними фрезами, оснащеними пластинками твердого сплаву та мінералокерамікою [44, 45, 46. 51, 52].

В результаті проводиться розрахунок оптимальних режимів фрезерування з урахуванням забезпечення необхідних параметрів стану поверхневого шару АЗК, виходячи з вимог їхньої надійності.

Під час зубофрезерування черв'ячними модульними фрезами, спеціальними дисковими фрезами великомодульних АЗК, кінематика їхнього переміщення щодо оброблюваної поверхні сприяє формуванню як поперечної, так і поздовжньої шорсткості (рис. 2.10).

Початкова схема для визначення складової профілю шорсткості h_1 у поперечному перерізі I - I показана на (рис. 2.11).

Поперечна складова висоти профілю шорсткості залежить від форми і кінематики руху ріжучих крайок фрези і визначається фактичною товщиною шару, що зрізається, під час зустрічного зубофрезерування (рис. 2.12).

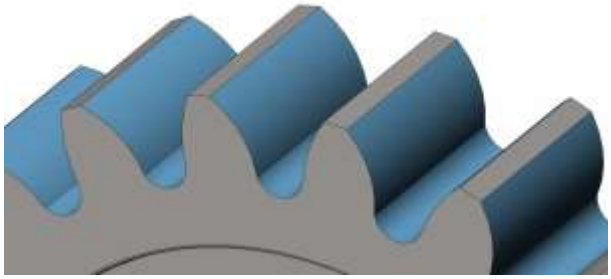


Рисунок 2.10 –Формування поперечної та поздовжньої шорсткості під час зубофрезерування асиметричних зубчастих коліс

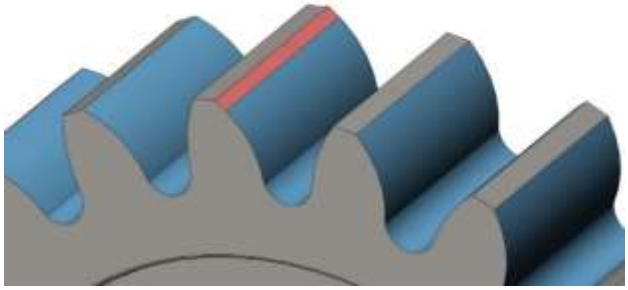
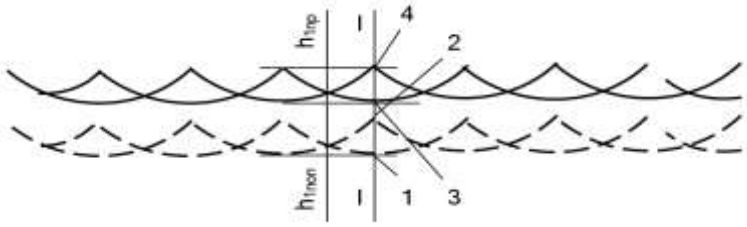


Рисунок 2.11–Формування поверхні зубчастого колеса після обробки ріжучою крайкою фрези по всій довжині асиметричного зуба



1– основа вихідної нерівності; 2 – вершина вихідної нерівності;
3– основа сусідньої нерівності; 4– вершина сусідньої нерівності

Рисунок 2.12– Вихідна схема нерівностей для визначення складової профілю шорсткості h_1 у поперечному перерізі I – I

Поперечна складова висоти профілю шорсткості визначається з урахуванням товщини шару при зубофрезеруванні, як змінна функція під час

зміни кута врізання ріжучої крайки фрези та пружного відтискання під дією нормальної складової сил різання та величини пружних деформацій фрези в зоні контакту [38]:

$$h_1' = a' = a - \Delta_{\text{упр.ДТСС}} - \Delta_{\text{упр.конт.}}, \quad (2.38)$$

де a - товщина шару, що зрізається під час зубофрезерування, визначається як змінна функція під час зміни кута врізання різальної крайки фрези;

$\Delta_{\text{упр.ДТСС}}$ - пружні відтискання технологічної верстатної системи під дією нормальної складової сил різання;

$\Delta_{\text{упр.конт.}}$ - пружні деформації дискової фрези і зубчастого колеса в зоні контакту. різальної крайки.

Пружні відтискання технологічної системи $\Delta_{\text{упр.ДТСС}}$ визначаються рівнянням:

$$\Delta_{\text{упр.ДТСС}} = P_y / j_{\text{ТСС}}, \quad (2.39)$$

де $j_{\text{ТСС}}$ - жорсткість технологічної верстатної системи;

P_y - нормальна складова сили різання під час фрезерування.

Нормальна складова сили різання при зубофрезеруванні визначається за допомогою рівняння :

$$P_y = C_{Py} \alpha^{x_{py}} v^{y_{py}} F^{m_{py}} k_{yl}, \quad (2.40)$$

де; v_p - швидкість різання, м/с; x_{py}, y_{py}, m_{py}, k_{yl} - коефіцієнти;

F - площа шару, що зрізається.

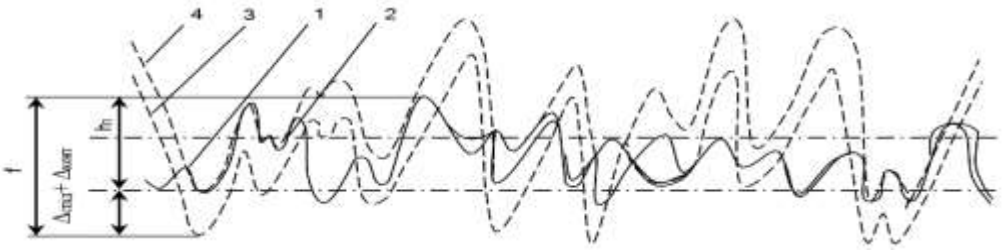
$$F = kBl, \quad (2.41)$$

де B - ширина зрізаного профілю;

k - коефіцієнт, що враховує вплив поздовжньої подачі на формування новоутвореної площини контакту;

l - довжина дуги контакту різальної крайки з деталлю.

Вихідна схема для визначення складової профілю шорсткості h_1 наведена на (рис. 2.13).



1 - вихідний профіль шорсткості; 2 - профіль шорсткості під час проходження різальних крайок фрези; 3 - профіль різальних крайок зубів фрези без урахування його пружних деформацій; 4 – профіль різальних крайок зубів фрези з урахуванням пружних деформацій

Рисунок 2.13– Вихідна поверхня для визначення складової профілю шорсткості

Складова висоти профілю шорсткості h_1' (рис. 2.14) при цьому може бути визначена як показано [69, 83, 104].

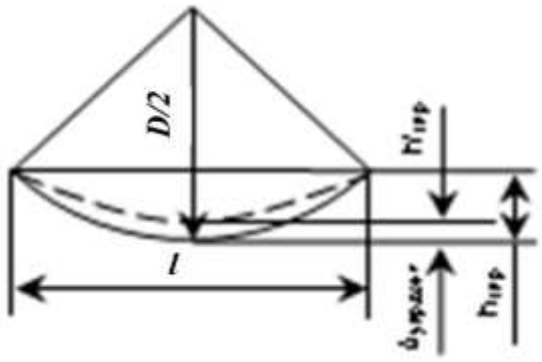


Рисунок 2.14– Схема утворення шорсткості h_1' при зубофрезеруванні

$$h_1' = h_1 \, \xi^{\left(z\frac{B}{S_0}-1\right)}, \tag{2.42}$$

де z - число зубів фрези, а значення ξ залежить від мінімального кута ковзання і приймається рівним : 0,5 для стабільного процесу формоутворення.

З кінематики відносного переміщення фрези і АЗК маємо:

$$b = l\left(1 + \frac{S_{\text{хв}}}{v_p}\right). \tag{2.43}$$

Звідки знаходимо:

$$h_1' = \frac{l^2\left(1 + \frac{S_{\text{мин}}}{v_{\text{р}}}\right)^2}{4D} - \frac{q[E_2(l-\mu_1^2) + E_1(l-\mu_1^3)]}{\pi E_1 E_2} \times \\ \times \ln \frac{4\pi E_1 E_2 \left({}^{D}/_{2}\right)}{g\left(E_2(1-\mu_1^2)\right) + E_1(1-\mu_2^2)}. \tag{2.44}$$

Моделювання процесу шорсткості відповідно до розрахункових параметрів формул (2.44) поверхні під час фрезерування зубчастого колеса показано на (рис. 2.15).

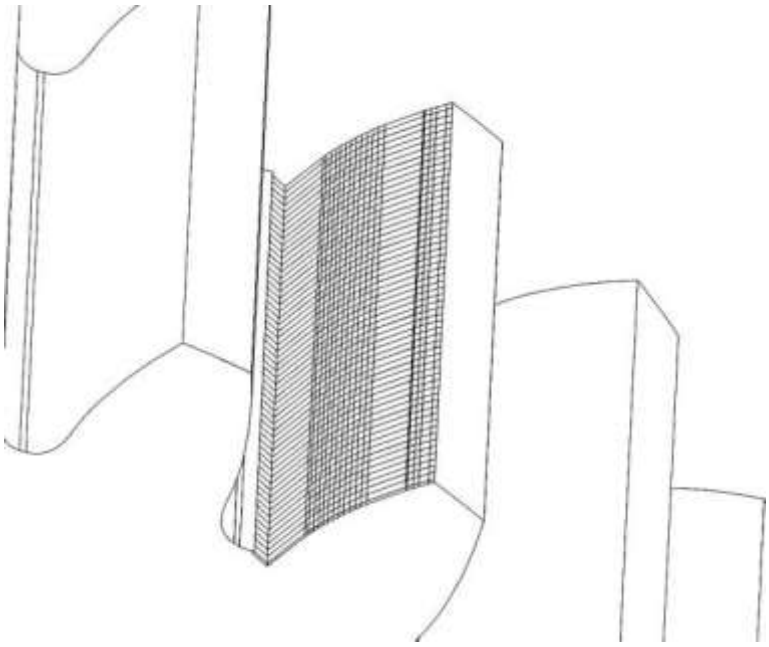
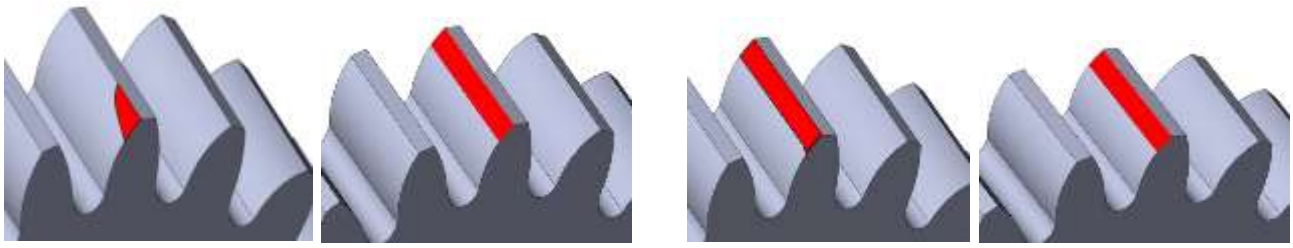


Рисунок 2.15– Модель процесу утворення шорсткості поверхні зуба під час фрезерування асиметричного зубчастого колеса

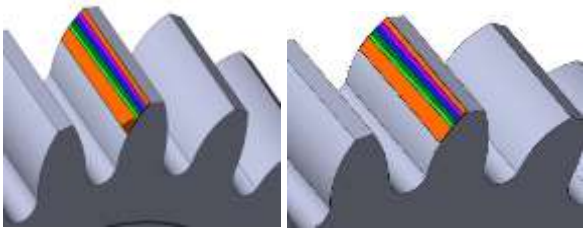
Таким чином, отримаємо висоту профілю шорсткості:

$$h_1 = \frac{\xi^{\left(z\frac{B}{S_0}-1\right)}}{10^3}\left[t - \frac{P_y}{j_{\text{ДТСС}}} - \frac{\frac{P_y}{S_{\text{мин}}}\left[\left(E_2(1-\mu_1^2)\right)+E_1(1-\mu_2^2)\right]}{\pi E_1 E_2}\times\right.$$
$$\left.\times \ln\frac{4\pi E_1 E_2\left({}^{D}/_{2}\right)}{g\left(E_2(1-\mu_1^2)\right)+E_1(1-\mu_2^2)} + \frac{l^2\left(1+\frac{S_{\text{мин}}}{\upsilon_{\text{р}}}\right)}{4\cdot 10^3 D}\right] \quad (2.45)$$

Процес послідовного формоутворення всіх зубів і формування поверхневого шару під час повного оброблення АЗК наведений на рис 2.16.



а) б)



в)

а) врізання першої крайки зуба фрези після обробки першою крайкою зуба фрези; б) врізання другої крайки зуба фрези після обробки другою крайкою зуба фрези; в) врізання восьмої крайки зуба фрези після обробки восьмою крайкою зуба фрези

Рисунок 2.16– Процес формування поверхневого шару при зубофрезеруванні асиметричних зубів колеса черв'ячною модульною фрезою.

2.5 Висновки по другому розділу

1. Запропонована методика розрахунку зубчатої передачі з асиметричним профілем зуба, яка враховує особливості навантаження великомодульних АЗК та умови їх експлуатації. Для розрахунку зубчастих коліс з асиметричним профілем, спочатку обчислюються параметри зубів колеса, кут зачеплення, а потім виконується розрахунок параметрів уніфікованого вихідного рейкового контуру для пари спряжених колес. Для зубчатої передачі з асиметричним профілем зуба робочого профілю застосовується більший кут тиску, для неробочого профілю – менший.

2. Для обробки великомодульних АЗК із припуском під шліфування розроблено алгоритм визначення оптимальних розмірів профілю черв'ячних фрез із протуберанцем з метою забезпечення сприятливих умов чистової обробки за рахунок нерівномірного розподілу припуску: більшим біля вершини, меншим біля ніжки зуба. Протуберанець забезпечує невеликий підріз ніжки зуба, щоб зменшити припуск під шліфування в западині та знос шліфувального круга.

3. Забезпечення асиметричної форми і якісного поверхневого шару зуба колеса поліпшує експлуатаційні властивості великомодульних АЗК які працюють на високих навантаженнях переважно в одному напрямку. Для вирішення цієї задачи розглянуто фізичні процеси які впливають на стан поверхневого шару зубчастих коліс в залежності від особливостей зубообробки.

4. Доведено, що пластичне деформування під час зубофрезерування змінюється в процесі формоутворення евольвентної поверхні зуба АЗК та залежить від особливостей обробки і геометрії різального леза фрези і розглядається з урахуванням кінематики руху інструмента й умов формоутворення. З урахуванням проведених експериментальних досліджень щодо забезпечення заданої якості поверхневого шару під час обробки асиметричних зубчастих коліс необхідно враховувати особливості фізичних процесів при зубофрезеруванні та режимів обробки.

РОЗДІЛ 3
ПРОГНОЗУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ СТАНУ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

3.1 Аналітичний підхід прогнозування міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс

Існує багато зубчастих передач, наприклад, редуктора рудорозмельних млинів, де шестерна пара передає навантаження переважно в одному напрямку зі значною величиною і тривалістю (рис. 3.1).

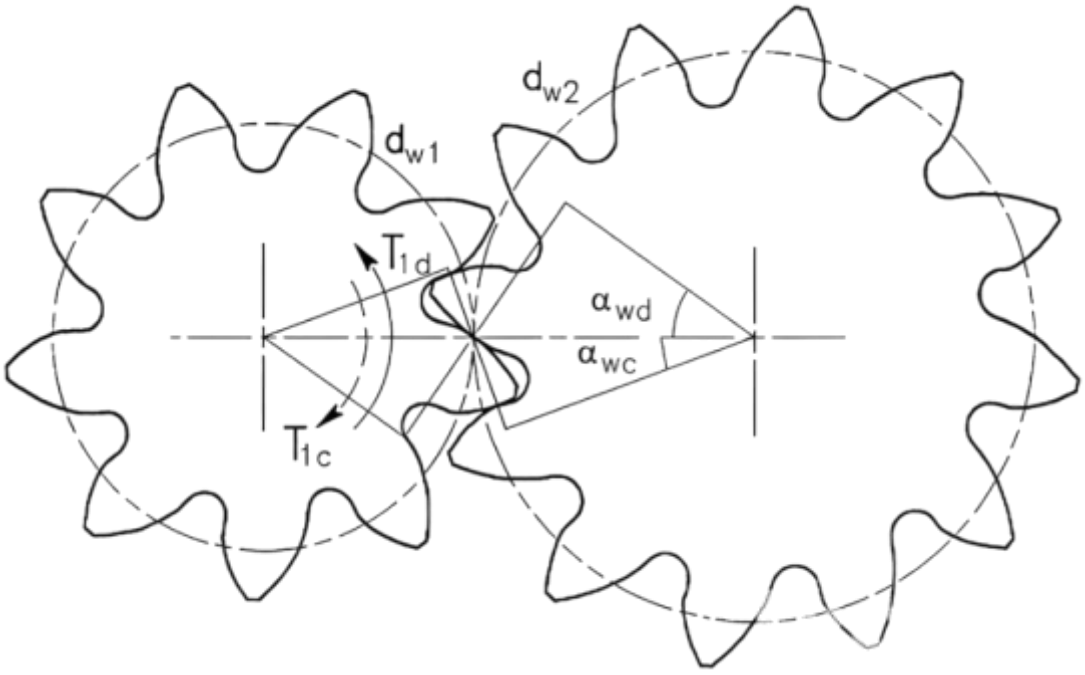


Рисунок 3.1– Зубчаста передача з асиметричним профілем

У цьому випадку коефіцієнт асиметрії зубчастої передачі K може бути визначений вирівнюванням потенціалу накопичення поверхневого ушкодження зуба, що залежить від робочих контактних напружень та кількості циклів навантаження на бічні поверхні зубів [39, 48].

Вибір коефіцієнта асиметрії зубчастої передачі K в цьому випадку

дорівнює [48]:

$$K = \frac{\cos(\alpha_{wc})}{\cos(\alpha_{wd})}, \tag{3.1}$$

де α_{wd} – кут тиску приводу для ведучого зубчастого колеса.[48]

α_{wc} – кут тиску приводу для обертального зубчастого колеса.

Коефіцієнт безпеки контактних напружень S_H має бути однаковим для фланців приводу. Цю умову можна представити як:

$$S_H = \frac{\sigma_{HPd}}{\sigma_{Hd}} = \frac{\sigma_{HPc}}{\sigma_{Hc}}, \tag{3.2}$$

де, σ_{Hd}, σ_{Hc} – робочі контактні напруження для приводів;

σ_{HPd}, σ_{HPc} – припустимі контактні напруження для приводів і зубів колеса, які залежать від кількості циклів навантаження.

Потім з (3.2):

$$S_H = \frac{\sigma_{Hd}}{\sigma_{Hc}} = \frac{\sigma_{HPd}}{\sigma_{HPc}}, \tag{3.3}$$

Контактні напруження в точці кроку [42] дорівнює:

$$\sigma_H = z_H z_E z_\varepsilon z_\beta \sqrt{\frac{F_t}{d_{w1} b_w} \frac{u \pm 1}{u}}, \tag{3.4}$$

де z_H – фактор зони, який призначений для безпосередньо спроектованих циліндричних шестерень з асиметричним профілем:

$$z_H = \sqrt{\frac{2\cos(\beta_b)\cos(\alpha_{wt})}{\cos(\alpha_t)^2 \sin(\alpha_{wt})}}, z_H = \frac{2}{\sqrt{\sin(2\alpha_w)}}; \tag{3.5}$$

z_E – коефіцієнт еластичності, що враховує властивості матеріалу

зубчастого колеса (модуль пружності та коефіцієнт Пуассона);

z_ε – коефіцієнт контактного відношення, його значення для циліндричних зубчастих передач дорівнює $z_\varepsilon = 1{,}0$;

z_β – коефіцієнт спіралі для циліндричних зубчастих коліс $z_\beta = 1{,}0$;

F_t – номінальне дотичне навантаження, при діаметрі бандажу d_{w1}, $F_t = 2T_1/d_{w1}$;

T_1 – крутний момент на шестерні;

b_w – ширина контактної поверхні, знак «+» – для передачі із зовнішнім зачепленням зубчастого колеса і, знак «-» – з внутрішнім зачепленням.

Тоді для безпосередньо спроектованих прямозубих шестерень з асиметричним профілем контактні напруження в точці кроку можуть бути:

$$\sigma_H = z_E \sqrt{\frac{2T_1}{b_w \sin(2\alpha_w)} \frac{u \pm 1}{u}}. \tag{3.6}$$

Це рівняння можна надати для контакту приводного ведучого та веденого колеса та застосувати до рівняння (3.1):

$$\frac{\sin(2\alpha_{wc})}{\sin(2\alpha_{wd})} = A, \tag{3.7}$$

де А – коефіцієнт, що відображає різницю прикладеного навантаження і число циклів для фланців приводу з асиметричним профілем :

$$A = \frac{T_{1c}}{T_{1d}} \left(\frac{\sigma_{HPd}}{\sigma_{HPc}}\right)^2, \tag{3.8}$$

T_{1d}, T_{1c} – момент обертання ведучої шестерні, прикладений до приводу і бічних сторін зубів.

Згідно з [50] припустимі напруження для гарантованого терміну служби або коефіцієнт безпеки в обмеженому діапазоні напружень визначається з використанням коефіцієнта Z_{NT}. Це дає змогу замінити припустимі контактні напруження в рівнянні (4.8) для коефіцієнтів довговічності:

$$A = \frac{T_{1c}}{T_{1d}} \left(\frac{Z_{NTd}}{Z_{NTc}} \right)^2. \tag{3.9}$$

Коли визначається коефіцієнт A і вибирається кут тиску в приводі, відповідно до рівнянь (3.7) та (3.1), обчислюють кут берегового тиску і коефіцієнт асиметрії.

Якщо зуби шестерні однаково навантажені як в основному, так і в зворотному напрямку обертання, то і коефіцієнт A, і коефіцієнт асиметрії K дорівнюють 1,0, а зуби шестерні симетричні.

Наприклад, крутний момент T_{1d} ведучої шестерні вдвічі більший за крутний момент T_{1c}. Бічна поверхня ведучого АЗК має 109 навантажувальних циклів, а бічна поверхня зубчастого колеса має 106 циклів навантаження протягом усього терміну служби зубчастої передачі. З кривої S-N [42] для сталевих передач наближене відношення коефіцієнтів довговічності Z_{NTd}/Z_{NTc} = 0,85. Тоді коефіцієнт A = 0,852/2 = 0,36. Припускаючи, що кут тиску в приводі дорівнює wd = 36°, кут берегового тиску з рівняння (3.7) дорівнює wc = 10°, а коефіцієнт асиметрії, K = 1,22.

У багатьох односпрямованих зубчастих передачах, таких як, наприклад, трансмісії силової системи, бокові поверхні зубів навантажуються через інерцію системи під час сповільнення приводної системи або відскоку зуба в приводах із високим числом обертів. Бічне навантаження на зуб може бути значним і має враховуватися під час визначення коефіцієнта асиметрії K.

Якщо зубчаста передача повністю незворотна, а бічні зуби ніколи не передають навантаження, коефіцієнт асиметрії визначається тільки геометрією фланця приводу. У цьому разі збільшення тиску в приводі може бути обмежено

мінімальним обраним коефіцієнтом контакту і роздільним навантаженням, прикладеним до підшипників. Виникнення дуже високого кута тиску в приводі призводить до зменшення кута тиску в бічному напрямку з можливим підрізанням його евольвентного профілю поблизу впадини зуба. Зазвичай для звичайних симетричних передач стискаючі згинальні напруження не є проблемою, тому що їх припустима межа значно вища, ніж для розтягувальних напружень.

При всіх методах лезвійної обробки великомодульних АЗК на ступінь їх зміцнення впливатимуть силовий та температурний фактори.

Враховуючи, що сучасні великомодульні фрези комплектують багатогранними твердосплавними пластинами з покриттям які використовують при лезвійній обробці великомодульних АЗК мають округлену різальну крайку із заданою величиною радіусу, тому необхідно визначення ступеню зміцнення здеформованого поверхневого шару під час стружкоутворенні [40, 41, 46, 47].

Площа A_r у кожному даному випадку визначається умовами обробки. Коефіцієнти m і n визначаються при випробуванні на твердість за Роквелом (HRC) при різних навантаженнях. Так, для деяких матеріалів значення цих коефіцієнтів наведені у табл 3.1.

Таблиця 3.1 – Значення коефіцієнтів m і n [21]

Марка сталі	40	45	40Х	18ХН3А	34ХМ	3Х13	1Х18Н9Г	38ХН
m	44	56	63	135	75	61	40	63
n	3,32	2,31	2,32	2,31	2,29	2,31	2,26	2,32

При зубофрезеруванні, площа контакту різальної крайки фрези з поверхнею АЗК визначає ступінь зміцнення:

$$A_r = \left[\arccos\left(1 - \frac{\Delta h}{\rho}\right) + h_3 \frac{\Delta h_{\text{УП}}}{\sin(\alpha)}\right]\left[\frac{t - R_z}{\sin(\varphi)} + 4\arccos\left(1 - \frac{R_z}{r}\right)\right], \quad (3.10)$$

де Δh – пружно-пластичний шар оброблюваного матеріалу, що відтісняється;

h_3 – зношування по задній поверхні різальної крайки фрези;

$\Delta h_{\text{УП}}$ – величина пружного відновлення:

$$\Delta h_{\text{УП}} = 2{,}4(1-\mu^2)\left(\frac{HB}{E}\right)^2. \tag{3.11}$$

Виконуючи підстановку виразу (3.11) у (3.10), отримаємо рівняння для розрахунку площі фактичного контакту різальної крайки з поверхнею АЗК , при фрезеруванні:

$$A_r = \left[\arccos\left(\frac{1}{2}-\frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right)+h_3\frac{2{,}4(1-\mu^2)}{\sin(\alpha)}\left(\frac{HB}{E}\right)^2\right]\times \\ \times\left[\frac{t-R_z}{\sin(\varphi)}+4\arccos\left(1-\frac{R_z}{r}\right)\right], \tag{3.12}$$

При швидкісному зубофрезеруванні площа контакту різальної крайки фрези із АЗК визначається:

$$A_r = \left[\arccos\left(\frac{1}{2}-\frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right)+\frac{\pi\rho\arccos[1-24(1-\mu^2)]\left(\frac{HB}{E}\right)^2}{90}\right]\times \\ \times\frac{\left[\arccos\left(1-\frac{R_z}{\rho}\right)\right]}{90}, \tag{3.13}$$

При зубофрезеруванні площа фактичного контакту різальної крайки інструменту із АЗК становить:

$$A_r = \pi R\frac{t_{m\ \text{поч.}}}{100}\left(\frac{h_{\text{пл}}}{R_{\rho\ \text{поч.}}}\right)^{v_{\text{поч}}}\times\left[h_{\text{киц}}\frac{180-\arccos\left(\frac{S-a_{\text{пл}}}{a_{\text{пл}}}\right)}{180}+\right. \tag{3.14}$$

$$+h_{\text{упр}}\left(1-(180-\arccos\left(\frac{S-a_{\text{пл}}}{a_{\text{пл}}}\right))/180\right)\Bigg].$$

Підставляючи вираз (3.13) у вираз (3.14), отримаємо рівняння для розрахунку ступеня зміцнення при лезвійній обробці від силового фактору:

$$k=\frac{m}{0{,}6c'\sigma_T}\left(\frac{4}{\pi}\right)^{\frac{n}{2}}\left[\arccos\left(\frac{1}{2}-\frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right)+h_3\frac{2{,}4(1-\mu^2)}{\sin(\alpha)}\left(\frac{HB}{E}\right)^2\times\right.$$
$$\left.\times\frac{t-R_z}{\sin(\varphi)}+4\arccos\left(1-\frac{R_z}{\rho}\right)\right]^{\left(\frac{n}{2}-1\right)}. \qquad (3.15)$$

Для розрахунку ступеня зміцнення від силового фактору при швидкісному зубофрезеруванні застосовується рівняння:

$$k=\frac{m}{0{,}6c'\sigma_T}\left(\frac{4}{\pi}\right)^{\frac{n}{2}}\times$$
$$\times\left[\arccos\left(\frac{1}{2}-\frac{2\tau_0}{\sigma_T}\right)+\frac{\pi\rho\arccos[1-24(1-\mu^2)]\left(\frac{HB}{E}\right)^2}{90}\times\right. \qquad (3.16)$$
$$\left.\times\frac{\pi\rho\arccos\left(1-\frac{R_z}{\rho}\right)}{90}\right]^{\left(\frac{n}{2}-1\right)}.$$

Деформування поверхневого шару зуба колеса відбувається під час взаімодії різальної крайки фрези з округленою формою і зрізаємим шаром металу.

Так, для черв'ячних модульних твердосплавних фрез Т15К6, ВК10ХОМ радіус заокруглення різальної крайки зубів фрези дорівнює : ρ = (80 … 450) мкм.

Геометричні параметри різальної крайки впливаючи на деформацію поверхневого шару, і залежать від режимів різання та геометрії фрези.

Ступінь зміцнення поверхні великомодульних АЗК характеризується

глибиною пластично деформованого поверхневого шару h_c та ступенем наклепу N, що визначається за формулою:

$$N = \frac{H_1 - H}{H} 100\%, \tag{3.17}$$

де H_1 – мікротвердість деталі безпосередньо з поверхні; H – мікротвердість поверхневого шару на глибині залягання h_c.

Що стосується зустрічного зубофрезерування, глибини наклепаного шару розраховується за формулою:

$$h_н = \frac{1 - \sin(\beta)}{2\sin(\beta)} \sin(\psi_к), \tag{3.18}$$

де $\psi_к$ – кут ковзання.

Кут зсуву β розраховується за формулою:

$$tg(\beta) = \frac{\cos(\gamma)}{\xi - \sin(\gamma)} \sin(\psi_к), \tag{3.20}$$

де ξ– усадка стружки; γ-передній кут фрези.

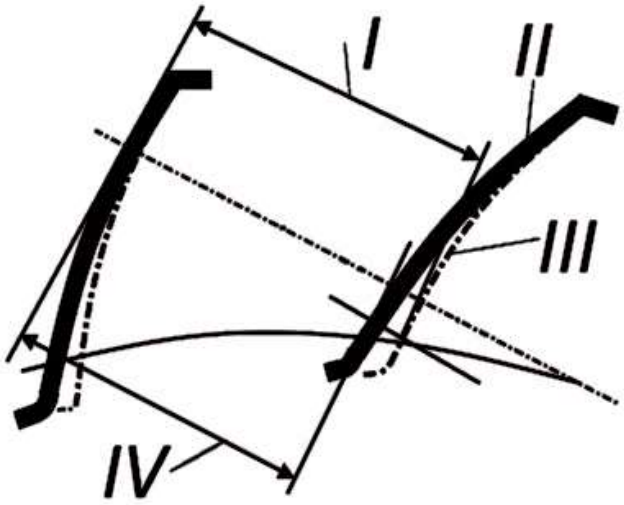
Формула (3.20) справедлива, коли відношення глибини відносного впровадження, що призводить до різання без застосування мастила, відповідає $a_i/\rho \geq 0{,}5$, а з мастилом – $a_i/\rho \geq 0{,}31$. Товщина шару, що зрізується $a_i = Sz \cdot \sin(\psi_к) \cdot \sin(\varphi)$.[6]

При пластичному деформуванні на поверхні АЗК відбуваються одночасно два процеси : ступінь зміцнення та розміцнення. Підвищення температури в зоні різання призводить до зростання інтенсивності процесу розміцнення та зменшенню зміцнення [6]

3.2 Вибір експлуатаційних властивостей і призначення параметрів поверхневого шару великомодульних асиметричних зубчастих коліс

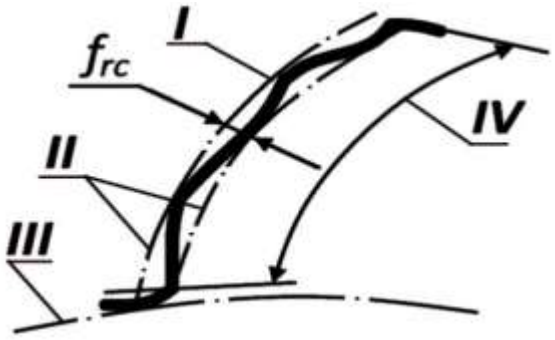
Для забезпечення плавності зубчастих передач великомодульних АЗК

необхідно забезпечити необхідні відхилення кроку зачеплення (рис. 3.2) [42]. Шумові характеристики важконавантажених великомодульних АЗК у передачах визначаються похибкою профілю зуба (рис. 3.2); параметри зносостійкості зубчастих передач та довговічності забезпечуються відхиленням допуску на похибку зуба F_β (рис. 3.3).



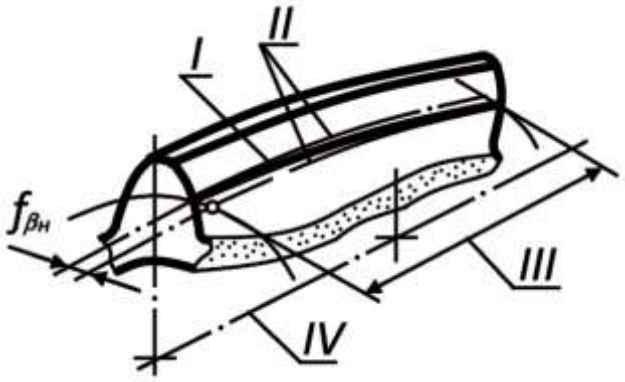
I – номінальний крок зачеплення; II – дійсний профіль зуба;
III – номінальний профіль зуба; IV – дійсний номінальний крок [42].

Рисунок 3.2 – Граничні відхилення кроку зачеплення асиметричних зубчастих коліс: +*fpb* – верхнє відхилення; -*fpb* – нижнє відхилення



I – дійсний профіль зуба; II– номінальний профіль зуба; III – основне коло;
IV – межа активного профілю зуба[42]

Рисунок 3.3 – Форма асиметричного зуба



I – дійсна лінія поділу зуба; II – номінальна подільна лінія зуба;
III – ширина зубчастого колеса, IV – робоча вісь зубчастого [42]

Рисунок 3.4 – Похибка профілю по лінії поділу асиметричного зуба *f*

Алгоритм вирішення задачі приведений на рисунку 3.5.

На основі аналізу особливостей роботи рудорозмельних механізмів (блок 1) і технічних вимог на виготовлення АЗК (блок 2) проводиться призначення необхідних експлуатаційних властивостей асиметричних коліс (блок 3) [42].

Наприклад, якщо сумарне зближення сполучених поверхонь під навантаженням при терті-ковзанні за весь термін їх служби не повинно перевищувати 16 – 20 мкм, а величина контактного деформування поверхонь під навантаженням за рахунок пластичних і пружних деформацій їх поверхневих шарів становить 5 – 6 мкм, то це означає, що знос сполучених асиметричних зубчастих коліс за весь термін їх служби не повинен перевищувати 10 – 14 мкм.[42]

Призначивши термін роботи обладнання і фактичний час роботи розглянутого вузла за весь термін Т, допустима інтенсивність зношування асиметричної зубчастої пари призначається за формулою: $J = (10 - 14)/T$, мкм/хв.

Далі поступово переходимо від блоків 1 і 2 до блоку 3 На даному етапі проектування дуже важливим фактором є наявність статистичних даних про

особливості експлуатації аналогів проектованих вузлів рудорозмельних механізмів.

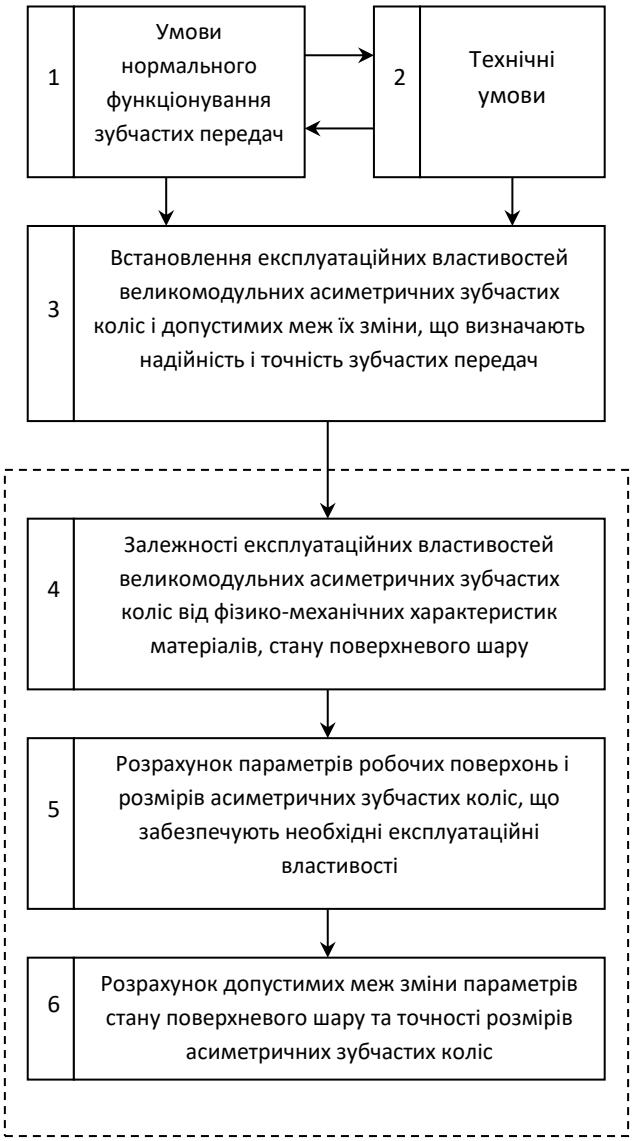


Рисунок 3.5 – Алгоритм виготовлення великомодульних асиметричних зубчатих коліс з урахуванням необхідних експлуатаційних властивостей

Після призначення заданих експлуатаційних властивостей спроектованих механізмів великомодульних АЗК , здійснюється пошук відповідних

експериментальних залежностей, які характеризують кількісну сторону взаємозв'язку між даними експлуатаційними властивостями контактуючих поверхонь великомодульних АЗК і параметрами стану поверхні зуба (блок 4).

У блоці 5 здійснюється вибір матеріалу великомодульних АЗК, розрахунок точності розмірів робочих поверхонь великомодульних АЗК, що забезпечують необхідні експлуатаційні властивості в допустимих межах , тобто підбираються параметри, що задовольняють приведеній функції [42]:

$$\left.\begin{array}{c} Ra_{min} \le Ra \le Ra_{max} \\ Wz_{min} \le Wz \le Wz_{max} \\ k_{min} \le k \le k_{max} \end{array}\right\}, \tag{3.21}$$

Далі у блоці 6 здійснюється розрахунок меж змін параметрів стану поверхневого шару зубів великомодульних АЗК і точності з урахуванням забезпечення необхідних експлуатаційних властивостей у заданих межах. Допустимі інтервали зміни експлуатаційних властивостей отримуються як допустимі межі зміни параметрів поверхневого шару зуба і точності розмірів великомодульних АЗК (блок 6) [42].

Для розрахунку експлуатаційних властивостей великомодульних АЗК визначаємо вектор постійних параметрів, що використовуються при вирішенні задачі, і незалежних оптимізованих параметрів.

$$\vec{K} = (\delta, Y, \Gamma, M, P, \mu, \sigma_T), \tag{3.22}$$

$$\vec{X} = \left(Ra_1, Ra_2, W_{\xi 1}, W_{\xi 1}, \dots\right). \tag{3.23}$$

Блок-схема алгоритму з розрахунку параметрів стану поверхневого шару великомодульних АЗК за однією з експлуатаційних властивостей, зокрема крутному моменту, наведена на рис 3.6. Після розрахунку переданого крутного моменту, отримані данні порівнюється з попереднім значенням; враховується значення моменту, найбільш близьке до оптимального, а також величини

параметрів стану поверхні, для яких воно отримано.

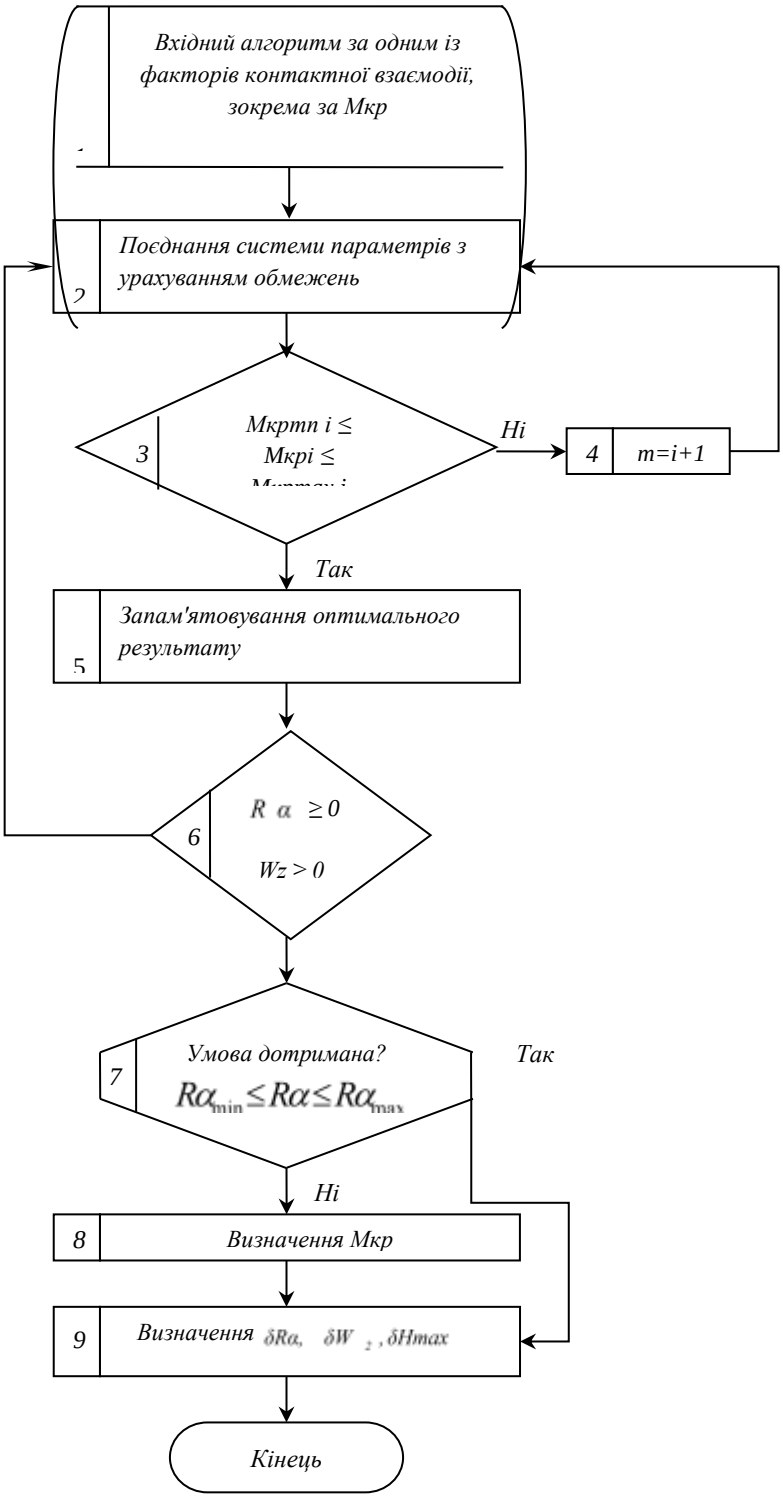


Рисунок 3.6 – Блок-схема розрахунку оптимальних параметрів стану контактуючих поверхонь асиметричних зубчастих коліс [42]

Після визначення оптимальних значень параметрів стану поверхонь великомодульних АЗК. і величин переданих крутних моментів проводиться

розрахунок допусків на параметри поверхневого шару зубчастого колеса.

Так визначають експлуатаційні параметри і довговічність вузла або машини за втомною міцністю, зносостійкістю, довговічністю великомодульних АЗК.

Вибір та призначення оптимальних параметрів поверхонь зуба і точності розмірів великомодульних АЗК забезпечує задані експлуатаційні властивості і надійність асиметричних зубчастих коліс вузлів рудорозмельних механізмів.

3.3. Забезпечення мінімальних пластичних деформацій зубів великомодульних зубчастих коліс за рахунок зміни профілю на асиметричний

Експлуатаційні показники контактуючих поверхонь великомодульних зубчастих коліс з часом змінюють свої значення. Зміни, що відбуваються, обумовлюють зміну експлуатаційної довговічності великомодульних АЗК. Отже, необхідно створити стан поверхні зуба асиметричного колеса з покращенням своїх параметрів якості для забезпечення стабільної експлуатації.

У процесі експлуатації немає необхідних умов для забезпечення контроля процесів зношування , що відбуваються в зоні контакту зубчастого зачеплення великомодульних АЗК. Процеси що відбуваються, а саме вид зносу, характер руйнування дозволяють отримати інформацію про характер експлуатації редуктора (рис. 3.7)

а) б)

Рисунок 3. 7- Приклади зношування робочої поверхні зуба великомодульних

зубчастих коліс: а) початкова стадія зносу зуба, б) граничний стан зуба

Зміни параметрів шорсткості, що є визначальними при оцінці експлуатаційних властивостей, будуть мінімальними при настанні насичення, яке визначається з умови:

$$Y_{\text{пл}} \geq R_{\text{р}}. \tag{3.24}$$

З теорії контактної взаємодії відомо, що пластична складова контактних деформацій дорівнює:

$$Y_{\text{пл}} = \pi\left(\frac{2PR_aW_zH_{max}}{AK'\sigma_T}\right). \tag{3.25}$$

Підставимо величини з (3.24) в (3.25), замінивши Rp ≈ 3·Ra і виконавши перетворення так, щоб у лівій частині опинилися величини, що залежать від технологічного забезпечення, а в правій - формуються в процесі зубофрезерування:

$$Y_{\text{пл}} = \frac{P}{A\sigma_T} \geq \frac{R_a^2K'}{W_zH_{max}}. \tag{3.26}$$

Представимо праву частину у вигляді комплексного параметра:

$$H = \frac{R_a^2K'}{W_zH_{max}}. \tag{3.27}$$

Тоді вираз (3.26) записується у вигляді:

$$H = \frac{P}{A\sigma_T}. \tag{3.28}$$

На рисунку 3.8 наведено розрахункові та експериментальні значення навантаження Р, до моменту насичення.

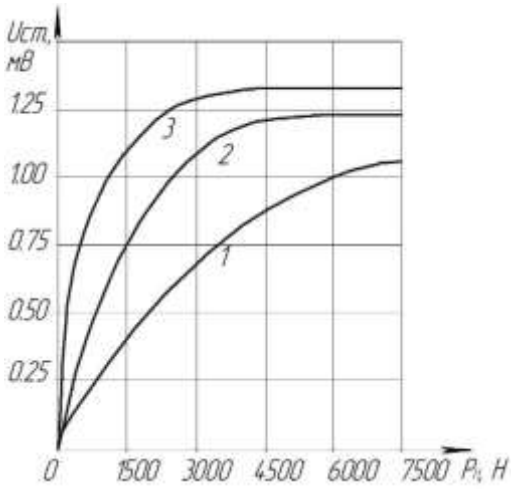
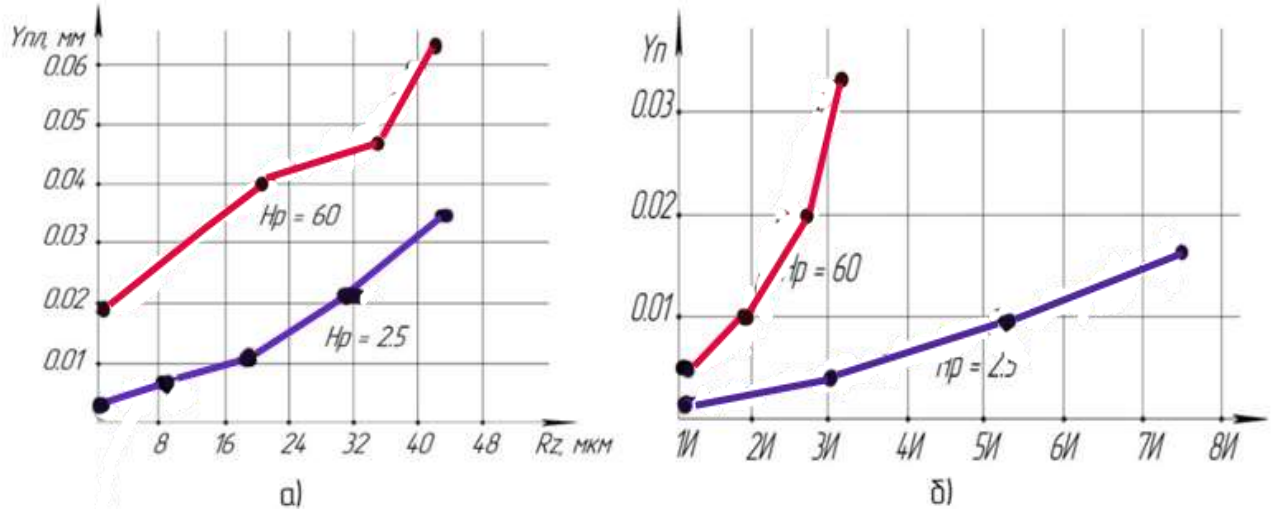


Рисунок 3.8 - Значення навантаження Р до моменту насичення

На (рис 3.9а) показано залежності зміни величини лінійного зміщення вершини зуба колеса Y_n після 1000 годин роботи, при окружній швидкості 12 м/с, при регламентації параметра *И.* На (рис 3.9б) приведена регламентація проводилася за параметром R_z.



а) при регламентації параметра *И*;

б) при регламентації параметра R_z

Рисунок 3.9 – Величина лінійного зміщення вершини асиметричного зуба колеса(H_p – висота згладжування макровідхилень, мкм)

Виробничі випробування показують, що такі показники, як знос асиметричної поверхні зуба колеса при контролі зміщення відхилення коливання

довжини загальної нормалі W_{AT}, при одних і тих же регламентованих параметрах якості поверхні, мали меншу дисперсію розсіювання при використанні асиметричного профілю зуба колеса, ніж у випадку традиційної форми контактуючих поверхонь.

В даний час, найбільш ефективним наближеним методом вирішення прикладних задач механіки є метод скінченних елементів (МСЕ). Для моделювання деформованого стану зуба в даній роботі були використані модулі пакету APM Structure3D[49]. Модель асиметричного профілю зуба формувалася шляхом вирізання зуба із зубчастого колеса двома площинами, проведеними через середини сусідніх западин і вісь обертання. Отриманий сектор відсікався площиною, перпендикулярною осі симетрії зуба на відстані від його основи, що дорівнює приблизно двом модулям зачеплення, що менше мінімальної рекомендованої товщини ободка зубчастого колеса. Скінченні елементи формувалися площинками, проведеними з певним кроком по довжині зуба і перпендикулярно осі симетрії зуба. Був закладений варіант навантаження, що відповідає послідовному застосуванню розподіленого навантаження по висоті асиметричного профілю зуба. У першому наближенні навантаження по довжині зуба вважалося рівномірно розподіленим. Характер об'ємної деформації зуба - К, отриманої при застосуванні методу скінченних елементів, представлений на (рис3.10) [49].

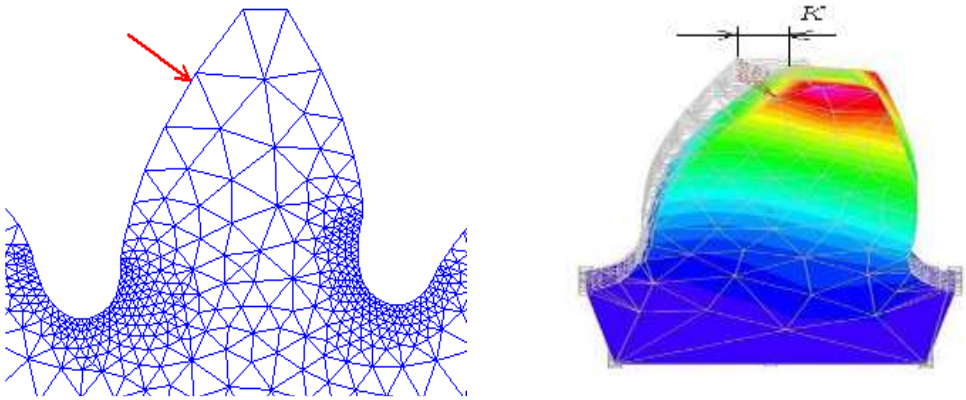


Рисунок 3.10 – Характер об'ємної деформації зуба при експлуатації асиметричного зубчастого колеса

Слід також враховувати ту обставину, що зміщення вершини зуба є сумою зміщень в результаті об'ємної і контактної деформацій зуба.

Виходячи із проведених досліджень, можна констатувати, що найбільш ефективне забезпечення експлуатаційних властивостей зубчастих коліс здійснюється із використанням комплексного оцінювання параметрів стану контактуючих поверхонь АЗК.

3.4 Висновки по третьому розділу

1. При роботі зубчастих коліс із постійним навантаженим зачепленням в одному напрямку особливу роль відіграє зона контактування, яка визначає рівень експлуатаційної надійності при високих навантаженнях. Коефіцієнт асиметрії зубчастої передачі К визначає вирівнювання накопичення контактних напружень у поверхневому шарі зуба, який залежить від кількості циклів навантаження на асиметричну поверхню зуба колеса.

2. Досягнення високої якості та надійності зубчастих коліс можливе лише за умови комплексного підходу до вибору та обґрунтуванню системи параметрів, що забезпечують стан поверхневого шару зуба. Ці параметри мають тісний зв’язок з експлуатаційними характеристиками, що дозволяє цілеспрямовано формувати властивості АЗК ще на етапі його виготовлення.

3. Поверхневий шар великомодульних АЗК у процесі різання, зазнає неодноразового пластичного деформування. Причиною деформування поверхневого шару колеса є зубофрезерування зубом фрези з округленою ріжучою крайкою твердосплавної пластини і частковим пружнім відновленням незрізаного деформованого шару металу.

4. Розроблено алгоритм виготовлення великомодульних АЗК з урахуванням параметрів стану робочих поверхонь, точності і форми зуба, які забезпечують задані експлуатаційні властивості, а отже, надійність роботи вузлів редукторів та передаточних механізмів.

РОЗДІЛ 4
СИСТЕМА ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ФОРМОУТВОРЕННЯ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

4.1 Системний підхід до інструментального забезпечення формоутворення асиметричних зубчастих коліс

Зростаюча складність формоутворення АЗК, підвищення їхньої надійності та довговічності, а також вимоги зменшення собівартості їх виготовлення потребують системного підходу.

Під системою розуміють поєднання елементів, пов'язаних між собою і обумовленим набором цілей.

Систему формоутворення зубчастих коліс (ФЗК) можна описати в вигляді:

$$ФЗК = \{У, Ц, Ф, Р, R(У, Ц), R(У, Р), R(У, Ф), R(Ц, Р), R(Ф, Р)\},$$

де *У* - умови та особливості формоутворення АЗК;

Ц - цілі використання, критерії; *Ф* – фізичні процеси у системі;

Р - режими роботи системи;

R - взаємозв'язки між всіма елементами системи.

Система ФЗК, є елементом загальної виробничої системи. Сучасний інструмент, що входить до складу ТС, також є досить складною системою.

Приведена багаторівнева система, в якій кожен підлеглий елемент підпорядковується верхньому, називається ієрархічною і зображується у вигляді графа, який може бути в вигляді дерева. Ієрархічний граф показано на рисунку 4.1, де для уточнення розкривається композиція лише одного елемента кожного рівня.

Як правило, більш повний огляд системи, тобто початок аналізу на вищих рівнях або охоплення більшої кількості елементів на заданому рівні, забезпечує

більшу ефективність. Наприклад, багато похибок і недоліків у проектуванні збірних фрез пов'язано з неповним аналізом умов формоутворення АЗК. Інструмент не можна розглядати окремо від верстата на якому відбувається обробка зубчастих коліс. Тому, одночасна оптимізація параметрів інструменту з оптимізацією режимів зубофрезерування дає більш точні та ефективні результати при формоутворенні АЗК.

Рисунок 4.1 -Технологічна система у вигляді ієрархічного графа
(І– інструмент; З.К – зубчасте колесо; В – верстат.)

Проведені дослідження показують, що нераціонально створювати інструмент для конкретних, окремих технологічних операцій і верстатів (за винятком спеціальних інструментів, і навіть тоді не завжди). Необхідно розробляти систему інструментів для певного набору операцій і верстатів. У цьому випадку інструментальна система розуміється як набір конструктивних варіантів і розмірів фрез для формоутворення АЗК. На основі особливостей формоутворення зубчастих коліс з асиметричним профілем зуба, можна визначити основні принципи інструментального забезпечення:

- обмеження номенклатура фрез за рахунок забезпечення необхідної кількісті різноманітних компоновок та положень багатогранних пластин;

- достатньо високу точність позиціонування багатогранних пластин в корпусі фрези відносно формоутворюючої кривої;

- швидке та легке зняття та заміна багатогранних пластин, замінних вставок, та їх кріпильних елементів;

- уніфікація та максимально допустиме зменшення компонентних модулів і типорозмірів пластин у системі;

- обов'язкове використання кріплень підвищеної точності та надійності, і багатогранних пластин з параметрами передньої поверхні, що забезпечує задовільне стружковідведення.

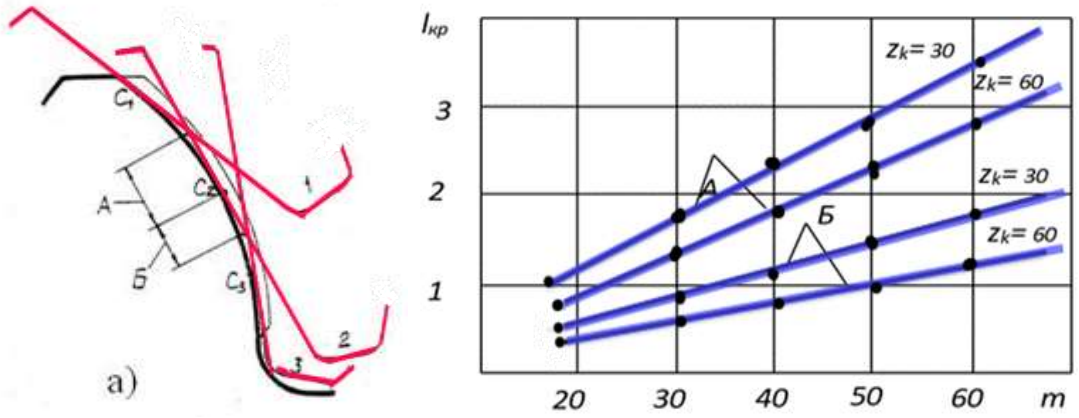
4.2 Оптимізація довжини ріжучих крайок багатогранних пластин та аналіз фрез для формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс

Обробки зубчастих коліс традиційно стандартними черв'ячними фрезами, у яких розміри ріжучих крайок залежать від розмірів (модуля) оброблюваних зубів колеса не дає змоги збільшити кількість різальних крайок і знизити навантаження на зуб черв'ячноб фрези, особливо в разі оснащення фрез твердосплавними пластинами. Через великі розміри ріжучих крайок ускладняються процес напаювання зубів твердим сплавом, шліфування зубів та забезпечення точності інструменту [25, 27].

Проведений аналіз технологічних схем різання черв'ячною фрезою (рис. 4.2а) показує, що в цьому разі немає необхідності виконувати ріжучі крайки інструменту рівними з розмірами оброблюваних зубів колеса, тому що не вся довжина крайки бере участь у різанні. Робоча довжина різальної крайки визначається з умови обов'язкового забезпечення перекриття зрізів у процесі огинання евольвентної поверхні фрезою та містить дві ділянки *А* та *Б*, розташовані відповідно нижче та вище за точку профілювання *С*. Довжина

ділянок *А* та *Б* збільшується зі збільшенням модуля та зменшенням кількості зубців оброблюваного великомодульного АЗК та фрези.

Розрахунки показують (рис. 4.2б), що навіть у разі модуля m = 60 мм для забезпечення умов обробки достатньо мати різальні крайки інструмента довжиною $l_{кр}$ = (5... 8) мм.



а) б)

а) схема огинання крайками фрези зуба колеса;

б) залежність довжини крайки lкр від модуля і числа зубів колеса

Рисунок 4.2 - Вибір оптимальної довжини різальних крайок черв'ячної фрези

Виходячи із проведеного аналізу, була запропонована технологія нарізування зубів черв'ячними фрезами, у яких довжина ріжучих крайок зубів не залежить від розмірів оброблюваних зубів колеса і становить (10 - 20) мм з урахуванням можливих похибок виготовлення інструменту за кутом профілю та величини припуску, що зрізається.

Зменшення розмірів різальних крайок у (2 - 5) разів, порівняно зі стандартними фрезами з напаяними пластинами, дало змогу збільшити кількість ріжучих елементів фрези в 1,5 - 2 рази, а також замінити процес напайки твердосплавних пластин на механічне кріплення на корпусі фрези.

На рисунку 4.3 наведена схема формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс спеціальною черв'ячною фрезою, яка полягає в

тому, що в якості полоїди верстатного зачеплення інструменту і зубчастого колеса використовується коло.

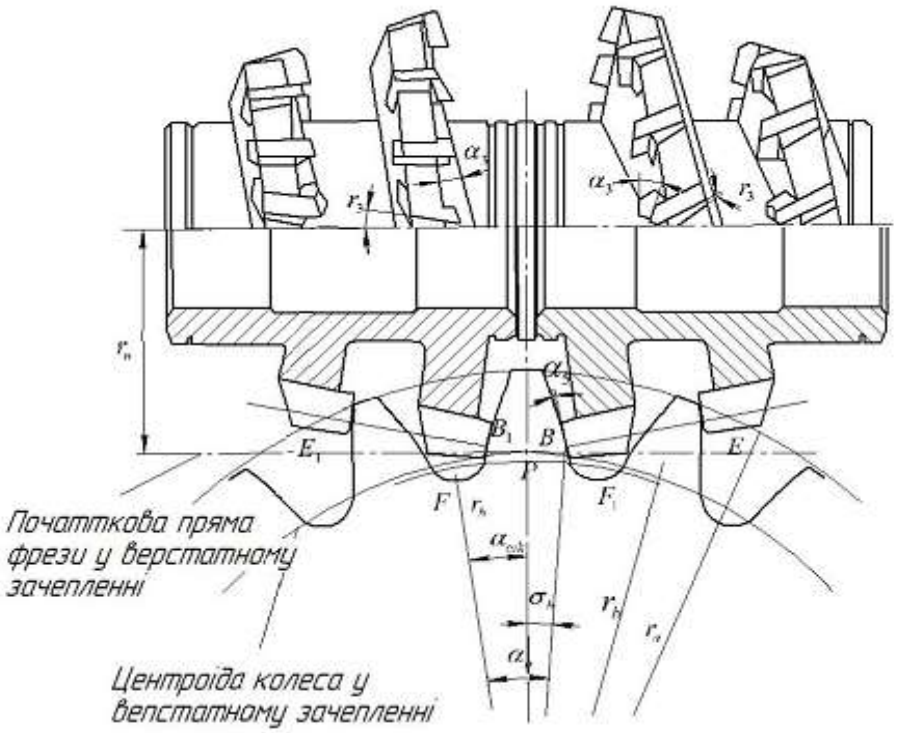


Рисунок 4.3 – Схема взаімодії спеціальної твердосплавної фрези з оброблюваним великомодульним зубчастим колесом [25, 27]

Профіль різальної крайки фрези α_k залежить від числа зубів великомодульного АЗК $Z_к$ і визначається [25]:

$$\alpha_{\text{в}} = \alpha_{\text{в}} - \sigma_{\text{в}}, \tag{4.1}$$

де $\alpha_{\text{в}}$ - кут тиску в точці B профілю асиметричного зуба; $\sigma_в$ - половина товщини асиметричного зуба за точками B і $B1$ евольвентної поверхні.

У діапазоні нарізаних зубів великомодульного асиметричного зубчастого колеса $Z_к$ = (20... 400) кут профілю зубів спеціальних фрез змінюється в межах $\alpha_K = 5^0 - 19^0$. Кожною фрезою можна нарізати зуби колеса в певному діапазоні

чисел зубів: Z_K = (33 … 49), Z_K = (46 … 66), Z_K = (60 … 88), Z_K = (88 … 134), Z_K = (134 … 204).

На (рис. 4.4) наведено залежності кута профілю зубів спеціальної фрези від числа зубів оброблюваних коліс Z_K і коефіцієнта зміщення вихідного контуру зубчастої рейки великомодульного зубчастого колеса X.

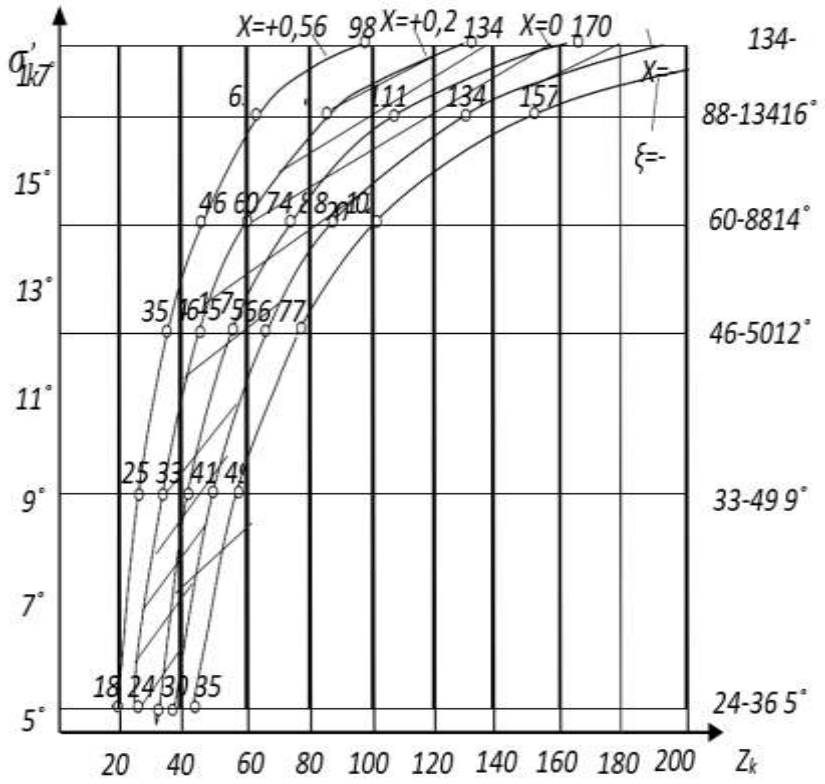


Рисунок 4.4 – Графік для визначення використання спеціальних твердосплавних фрез

На (рис. 4.5) наведені приклади конструкцій спеціальних черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин для обробки великомодульних зубчастих коліс з асиметричним профілем зуба.

В конструкції збірної фрези двостороннього різання яка складається із двох корпусів 1 і 2 з'єднаних гвинтом 3, твердосплавні багатогранні пластини 5 розташовані по лініям верстатного зачеплення фрези і зубчастого колеса (рис. 4.6), що забезпечує підвищення продуктивності фрезерування, порівняно з

відомими конструкціями черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин.

а) б)

а) правий корпус фрези, б) лівий корпус фрези

Рисунок 4.5 – Черв'ячні модульні фрези з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин

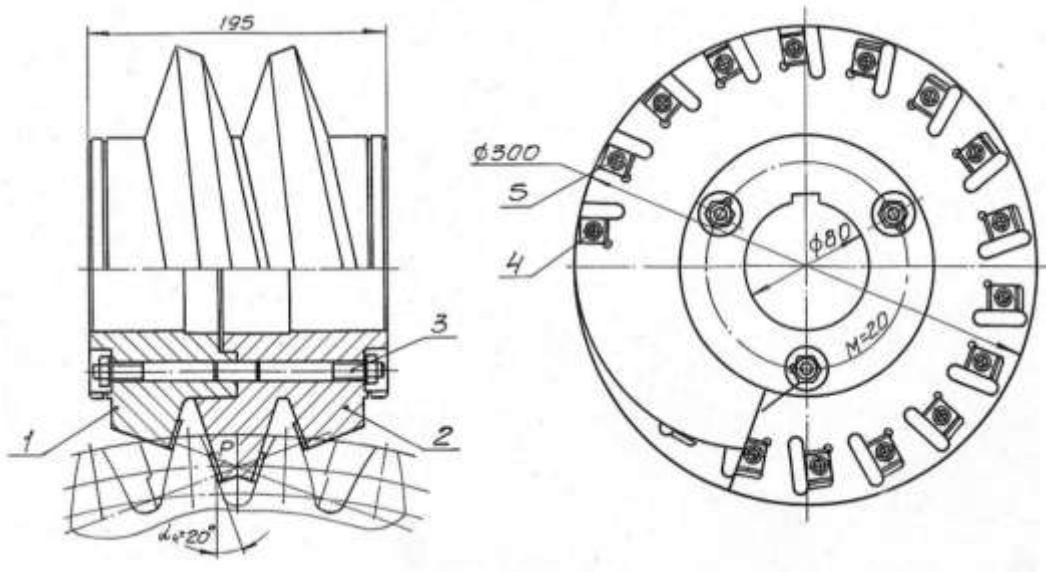


Рисунок 4.6 – Конструкція збірної фрези двостороннього різання.

Підвішеною стійкості та довговічності черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням пластин сприяє тангенціальне розташування твердосплавних багатогранних пластин з нанесенням зносостійкого покриття.

Великомодульні асиметричні зубчасті колеса з числом зубів 33 – 49 можуть бути нарізані фрезою з кутом профілю $\alpha_к$ = 9 і встановленням корпусів фрези з розворотом на кут θ:

$$\theta = 2Z_K\beta_K, \tag{4.2}$$

де Z_K - число зубів колеса,

Кут β_K визначається залежністю:

$$\beta_K = \alpha_K - \alpha'_K, \tag{4.3}$$

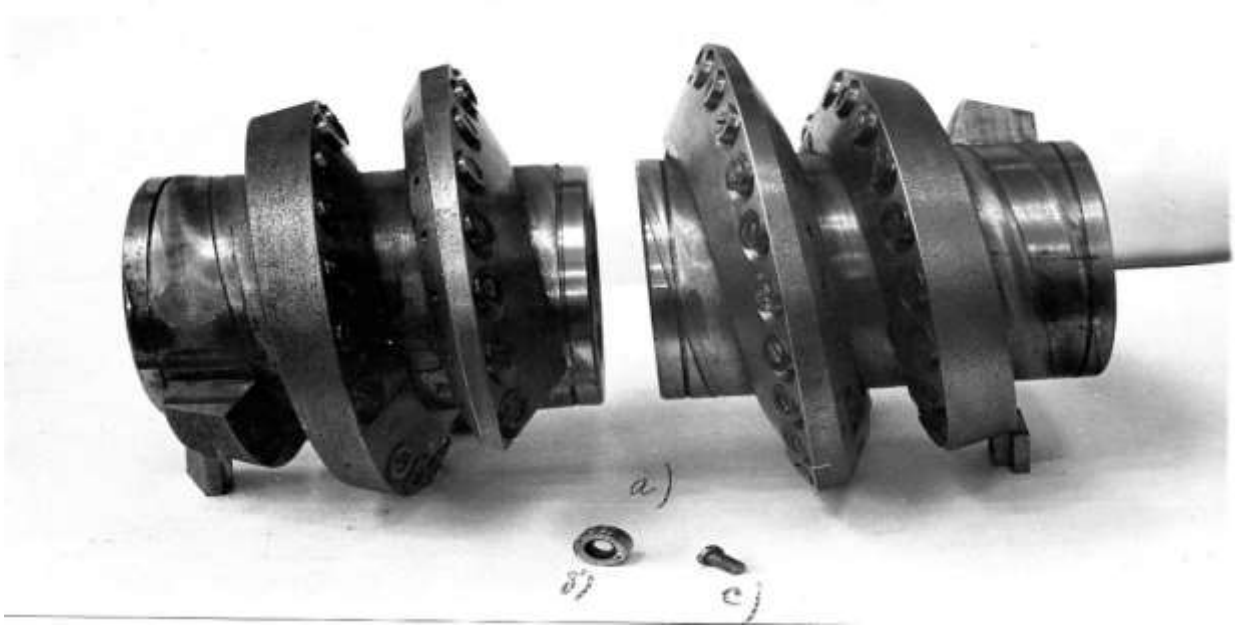
де α'_K - визначається з графіка (рис. 4.3).

Фрези одностороннього різання складаються з двох корпусів: лівого та правого з нарізуванням в одному напрямку. На бічних поверхнях витків у тангенціальних пазах встановлені твердосплавні багатогранні пластинки зі сплавів ВК10-ОМ; ВК10-ХОМ і розмірами 20х16х6 мм, які закріплюються в базових пазах ексцентриковими гвинтами.

Технологічним недоліком спеціальних твердосплавних фрез є неможливість оброблення одним і тим же інструментом зубчастих коліс, які істотно відрізняються один від одного кількістю зубів. Між тим, в практиці важкого машинобудування достатньо широко використовуються передачі, що використовують шестерні з малою кількістю зубів, наприклад, $z_к$=12÷40 і багатозубе колесо, наприклад, $z_к$=180÷316. Ці зубчасті передачі широко використовуються при передачі крутних моментів вугільнорозмельних та рудорозмельних млинів які передають навантаження переважно в одному напрямку.

З метою підвищення сумарної розмірної стійкості та економії витрат твердого сплаву, розроблено конструкцію черв'ячної збірної фрези з поворотними циліндричними твердосплавними пластинами. Запропонована конструкція є економічною, оскільки не вимагає операції переточки різальної крайки і використання спеціальних заточувальних верстатів. На (рис. 4.7)

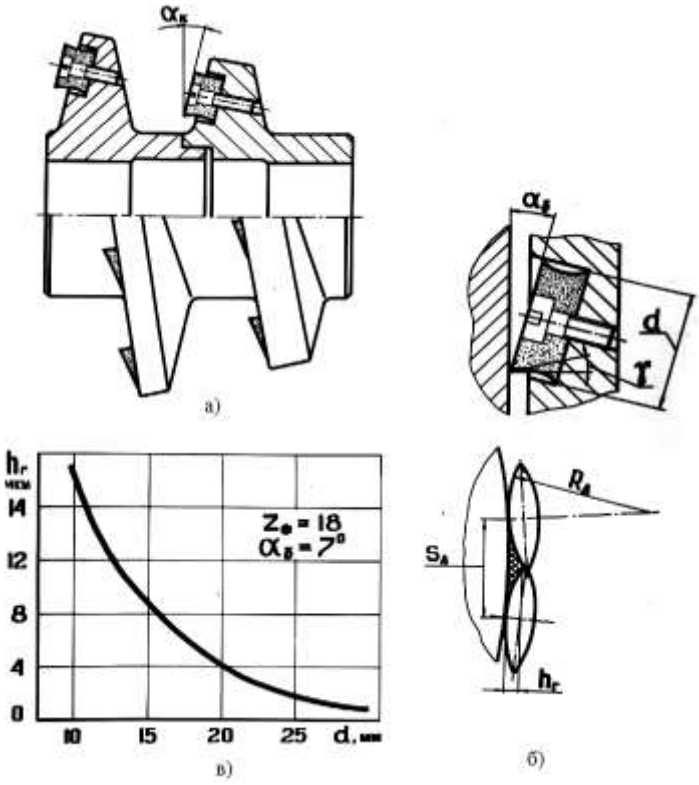
приведена конструкція фрези m=28 мм с ріжучими пластинами у вигляді циліндрів.



а – лівий і правий корпус фрези; б – твердосплавний циліндр, с – гвинт

Рисунок 4.7 – Спеціальна двокорпусна фреза з механічним кріпленням твердосплавних циліндричних пластин

Для зручності виконання базових поверхонь під різальні пластини кожний із корпусів фрез складається із двох одновиткових блоків [25]. Циліндричні твердосплавні пластини мають дві кругові різальні крайки і встановлені в корпусі з забезпеченням необхідних передніх і задніх кутів різання. Проекція кругової різальної крайки на осьову площину співпадає з профілем бічної поверхні зуба інструментальної рейки, тобто вона розташована під кутом $\alpha_к$. По мірі зносу різальної крайки, обертаючи циліндричну твердосплавну пластину навколо осі, можна ввести в процес різання нову ділянку кругової крайки, а при повному затупленні однієї крайки пластину переналагоджують на іншу сторону і до роботи залучають іншу крайки. Передня поверхня пластини по торцю циліндра моє радіусну форму, що забезпечує задовільне стружковідведення з зони різання Це значно збільшує сумарну розмірну стійкість фрези і мінімізує собівартість виготовлення великомодульних АЗК.



а) - корпус модульної фрези; б) - утворення гребінця нерівності в процесі обкатування зуба колеса; в) - залежність висоти нерівності оброблюваної поверхні зуба від діаметру циліндричної твердосплавної пластини

Рисунок 4.8 – Черв'ячна фреза з механічним кріпленням циліндричних твердосплавних пластин і роздільною схемою різання

На (рис.4.8, б) показано послідовне накладення двох проекцій кругової різальної крайки пластини на поверхню зуба, що обробляється, з утворенням гребінця висотою h_r

Висоту гребінців h_r можна визначити згідно з наступною залежністю:

$$h_r = \frac{S_\Delta^2}{8r} = \frac{P_b^2 (tg\alpha_a + tg\alpha_b)^2}{8 \cdot Z_\delta \cdot d^2 (1 + \sin^2 \alpha_\delta)}, \qquad (4.4)$$

де S_Δ – Середня відстань між двома послідовними положеннями проекції кругової крайки в процесі обкатки;

r – радіус кривизни проекції кругової крайки;

$$r = \frac{d^2(1+\sin^2\alpha_b)}{4}, \qquad (4.6)$$

де d – діаметр ріжучого елемента – циліндра;

$\alpha_б$ – задній кут різання циліндра;

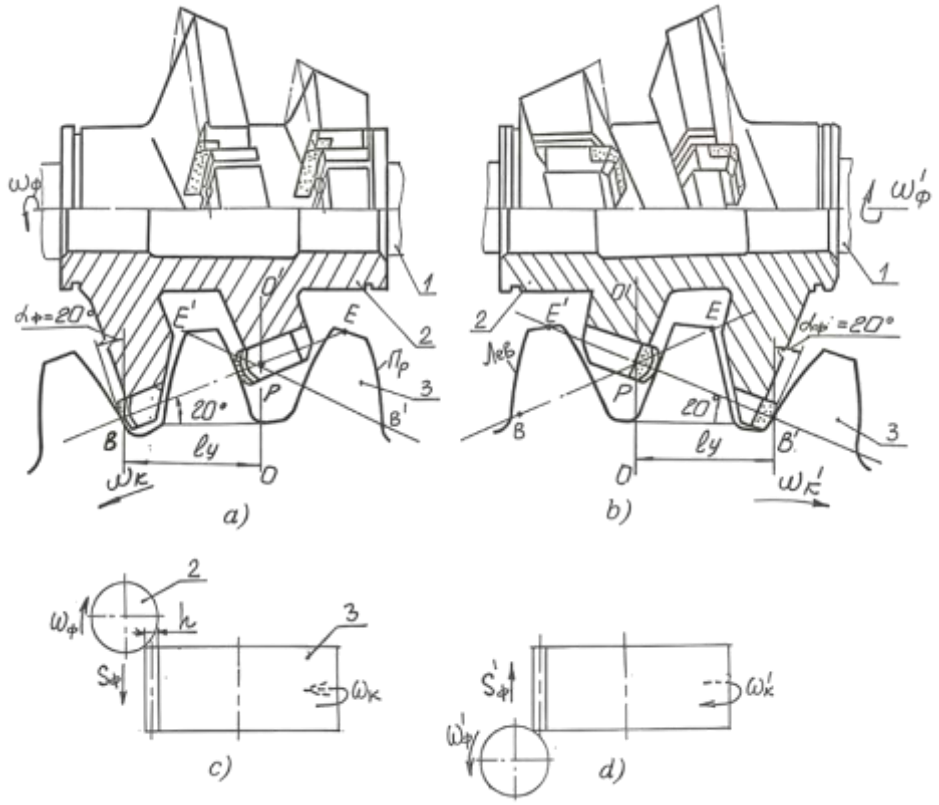
α_a – Кут тиску на вершині евольвенти зуба колеса;

$\alpha_б$ – Кут тиску в нижній точки евольвенти зуба колеса.

Як видно з формули (4.4) в діапазоні поширених значень $\alpha_б$ = 3°-10° висота гребінців мало залежить від заднього кута циліндричної пластини. Вплив діаметра пластини (рис. 4.8, в) на висоту гребінця найсильніше проявляється при d<15мм. В розробленій конструкції фрези діаметр твердосплавної пластини складає 20мм, що у випадку $\alpha_б$ = 7° відповідає розрахунковій висоті залишкового розміру виступів гребінців і дорівнює 4 мкм.

Розроблена технологія нарізування циліндричних великомодульних асиметричних зубчастих коліс збірними твердосплавними черв'ячними фрезами має перевагу на важких зубофрезерних верстатах під час зміни інструменту, бо зникає необхідність подальшого центрування нового інструменту, яке займає значний допоміжний час - від 4 до 8 годин. Так як фреза з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин, як правило, не змінюється і працює до завершення оброблювання великомодульного АЗК ∅ 900 - 1600мм і довжиною зуба l_3 = 400 - 600 мм протягом 12- 18 годин, це забезпечує високу продуктивність зубофрезерування. При цьому знос твердосплавних пластин по задній поверхні досягає (0,3... 0,6) мм.

Практично встановлення інструменту на розрахункову відстань l_y (рис. 4.9) не вимагає високої точності і може виконуватися або за допомогою спеціального шаблону, або з використанням лінійки, встановленої на супорті верстата. Похибка в установці фрез у той чи інший бік не впливає на форму зуба, незважаючи на те, що кожна з його бічних поверхонь обробляється окремо. У всіх випадках рекомендується мати відхилення відстані l_y у бік зменшення на (1... 3) мм, інакше, у разі відхилень у бік збільшення, можлива поява на обробленій евольвентній поверхні грубих рисок від забірної фаски на крайках різальних пластин [25].



а, с – корпус модульної фрези при зустрічному зубофрезеруванні;

б, d - корпус модульної фрези при попутному зубофрезеруванні з реверсивним напрямком обертання .

Рисунок 4.9 – Схеми обробки зубів великомодульного асиметричного колеса одним корпусом фрези

Це пояснюється тим, що лінія верстатного зачеплення розташовується несиметрично щодо країв твердосплавної пластинки: від нижнього краю вона віддалена на 5 мм, а від верхнього - на 15 мм. Так само, як і у фрез зі вставними пластинами, рейкова конструкція інструменту передбачає розміщення ріжучих крайок твердосплавних пластин тільки на лінії верстатного зачеплення інструменту і деталі. Фрези одностороннього різання можуть бути виконані з різними напрямками витків. В табл. 4.1 для порівняння наведені параметри черв'ячних твердосплавних фрез запропонованих конструкцій з найкращими зарубіжними аналогами.

Таблиця 4.1 – Конструктивні параметри черв'ячних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин

№ пп	Назва	Фрези фірми “Fette”(ФРГ)	Фрези фірми “Azumi” (Япония))	Розроблені фрези
1	Модуль фрези, мм	2-20	2-25	12-65
2	Кількість зубів на одному витку фрези			
	m=12	12	12	12
	m=20	9	9	16
	m=36	-	-	20
3	Зовнішній діаметр, мм			
	m=12	240	250	250
	m=20	280	250	300
	m=36	-	-	320
4	Діаметр посадкового отвору, мм			
	m=12	60	80	70
	m=20	80	80	100
	m=36	-	-	100
5	Вага твердого сплаву, кг			
	m=12	2,3	1,9	0,32
	m=20	3,8	2,7	0,45
	m=36	-	-	0,75
6	Вага фрези, кг			
	m=12	45	49	31
	m=20	198	104	65
	m=36	-	-	96
7	Довговічність фрез, час	10-20	15-25	12-25

Як видно з даних табл 4.1 розроблені збірні фрези мають певні суттєві переваги над зарубіжними конструкціями. Так, діапазон їхнього застосування ширший і охоплює майже всі розміри обробки великих модулів коліс, збірні фрези мають збільшену кількість пластин на одному витку фрези що зменшує навантаження в 1,5 – 2 рази при зубофрезеруванні, і ця перевага зростає зі збільшенням модуля.

Застосування розроблених схем лезвійної обробки зубів асиметричного профілю великомодульних коліс фрезами з механічним кріпленням багатогранних

твердосплавних пластин дозволяє зменшити трудомісткість зубофрезерування, в залежності від модуля колеса, в 2 – 3 рази, а також, знизити витрати твердосплавних пластин, що забезпечує мінімальну собівартість процесу зубофрезерування.

4.3 Формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс дисковими немодульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин

Метод формоутворення який використовується на верстатах з ЧПК має перевагу порівняно з традиційним методом обкатки тім, що під час формоутворення профіля зуба заготовка колеса нерухома або здійснює поворот, а процес зубофрезерування протікає із забезпеченням найбільшої контактної жорсткості дискової фрези, що забезпечує задану асиметричну форму та якісний поверхневий шар великомодульних зубчастих коліс.

Для забезпечення технологічної надійності процесу формоутворення зубчастих коліс немодульними фрезами необхідно забезпечити оптимальні геометричні характеристики та відповідний матеріал різальної пластини. Експлуатаційні властивості зубчастих коліс залежать від точності обробки, марки матеріалу, його структури і твердості, а також шорсткості поверхонь залежно від способу або методу їх отримання [25].

Для реалізації технології левиної обробки коліс інструментами дискового типу запропоновано наступні схеми різання I та II (рис. 4.10).

Спільним недоліком схем I і II є те, що в обох випадках розміри ріжучих крайок зубів l_{kp} фрези залежать від розмірів (модуля) оброблюваного зубчастого колеса. За великого модуля зубів m = (18... 36) мм розміри крайок становлять l_{kp} = (45... 90) мм. Інструмент такої конструкції має порівняно великі перерізи зрізу, що призводить до підвищення сил різання і сприяє виникненню вібрацій.

Перевага схем I і II в тому, що обидва інструменти розташовані на одній і тій самій оправці, тобто є можливість здійснити обертання в одному напрямку.

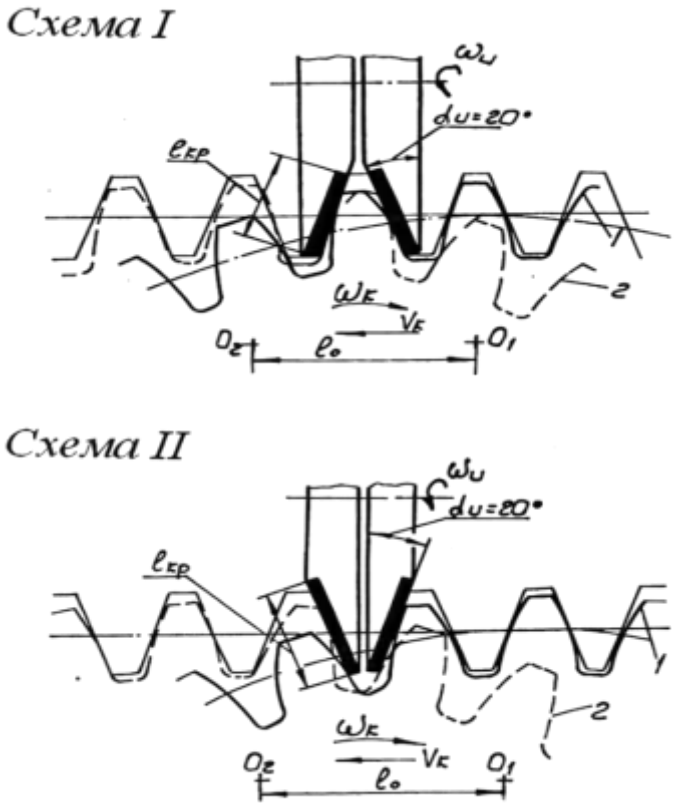


Рисунок 4.10 – Технологічні схеми різання дисковими фрезами

За схеми III (рис. 4.11) як верстатну лінію зачеплення пари інструмент–деталь використовують нормаль до евольвенти *PK*, розташовану горизонтально. Профільний кут зубів інструменту - дискової фрези близький до 0°. Фреза в початковий момент обробки розташована відносно осі колеса на відстані l_0, що визначається за такою залежністю:

$$l_0 = r_b \mathrm{tg}(\alpha_a),$$

де r_b - радіус основного кола зубів; α_a - кут профілю евольвенти на вершині зуба.

Обробка правої і лівої бічних поверхонь АЗК здійснюється окремо, обробка ведеться за два проходи.

Схема різання IV (рис. 4.11) передбачає одночасну обробку обох бічних поверхонь асиметричних зубів колеса з використанням двох дискових фрез, розташованих з нахилом на кут $\alpha_u = 25°$. Профільний кут зубів фрези

дорівнює: $\alpha_u = 0°$.

Інструменти розташовують з охопленням одного або декількох зубів колеса. Однак зі зростанням числа зубів в охопленні збільшується і шлях обкату, що знижує продуктивність обробки.

Для обробки зубчастих коліс різного модуля АЗК необхідно регулювати установчу відстань між фрезами *ly*, яку орієнтовно можна визначити за залежністю $l_y = 3{,}98m$.

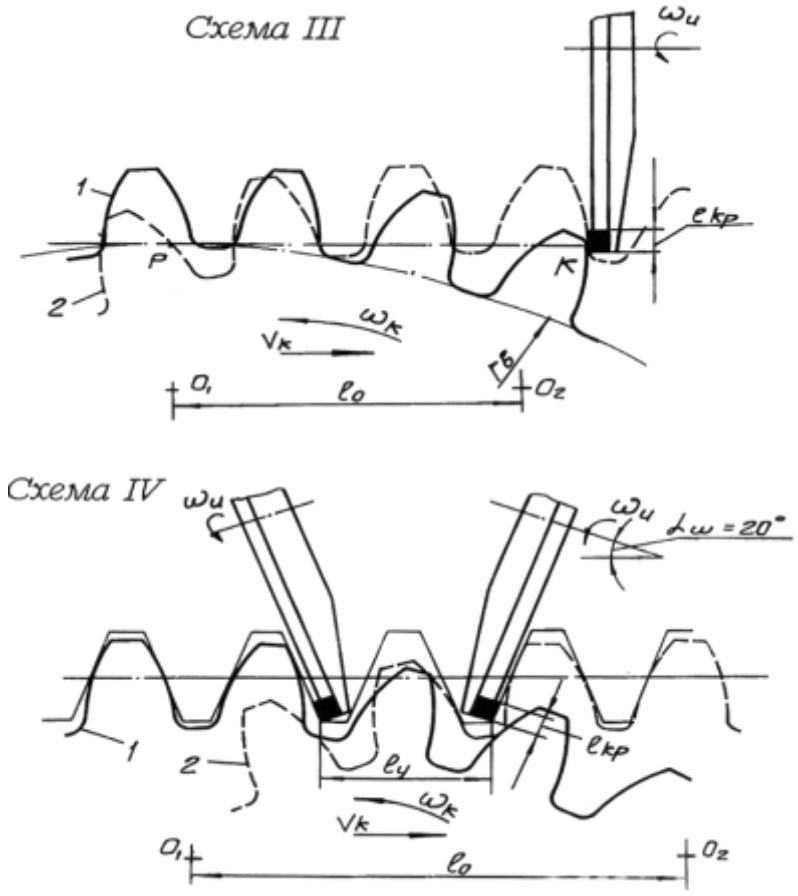


Рисунок 4.11 – Перспективні технологічні схеми зубофрезерування

Можливий різновид схеми IV, яку назвемо схемою V, коли обробка правої і лівої поверхонь зубів проводиться окремо шляхом установки на оправці спочатку однієї, наприклад, лівої фрези, а потім правої. Обробка колеса проводиться у два проходи.

Перевага схем різання III, IV, V порівняно зі схемами I, II полягає в можливості використання інструментів, розміри ріжучих крайок яких не залежать від розмірів (модуля) оброблюваного колеса і значно, в (3 - 7) разів менші за розміри крайок інструментів.

За схем I і II ріжучі кромки інструментів повністю задіяні в обробці, точка контакту леза і зуба колеса переміщається по всій довжині кромки. У цих умовах оснащення всього периметра ріжучої кромки керамічними пластинками через різницю їхніх розмірів не дасть змоги отримати профіль зуба досить високого ступеня точності.

Застосування схем різання III, IV, V дає змогу оснастити дискові фрези 4^x-гранними керамічними пластинками марки ВОК-71 з розмірами 12,7×12,7 мм і забезпечити високошвидкісну обробку. Фреза при цьому не потребує заточування і переточування, конструкція зручна в експлуатації та ремонті. Оскільки обробка евольвентних поверхонь зубів проводиться практично одними й тими самими лезами пластин, то це підвищує точність обробки профілю зубів.

Для обробки зубчастого колеса - правої або лівої бічних поверхонь зубів - встановлюють і закріплюють у спеціальному супорті, відповідно, праву або ліву фрезу. Фреза кріпиться до шпинделя спеціального супорта чотирма гвинтами М12. Крутний момент від шпинделя до фрези передається двома торцевими шпонками. Після обробки однієї бічної поверхні всіх зубів колеса ліва фреза на супорті змінюється на праву. Змінюється напрямок обертання і напрямки ходу колеса на зворотній і проводиться обробка іншого боку зубів колеса.

Дискова фреза (рис. 4.12) одностороннього різання складається із корпусу 1, на торцевій поверхні якого виконані пази під багатогранні пластинки. У пази вставлені керамічні ріжучі пластини 2 (форма пластини 03131, матеріал ВОК-71), які кріпляться в корпусі за допомогою притискної шайби 3 і гвинта 4. Кільце 5, що служить для базування ріжучих пластинок які кріпиться до корпусу 1 гвинтами 6 [25].

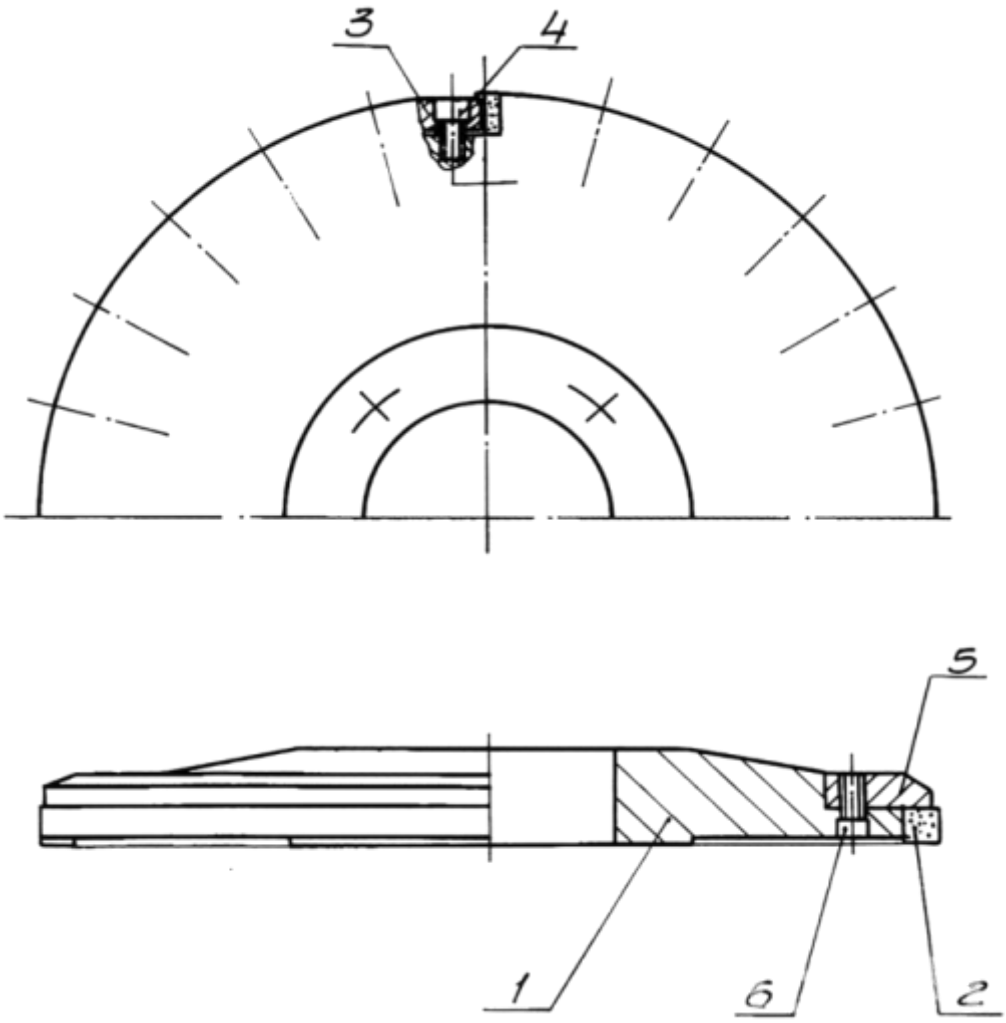
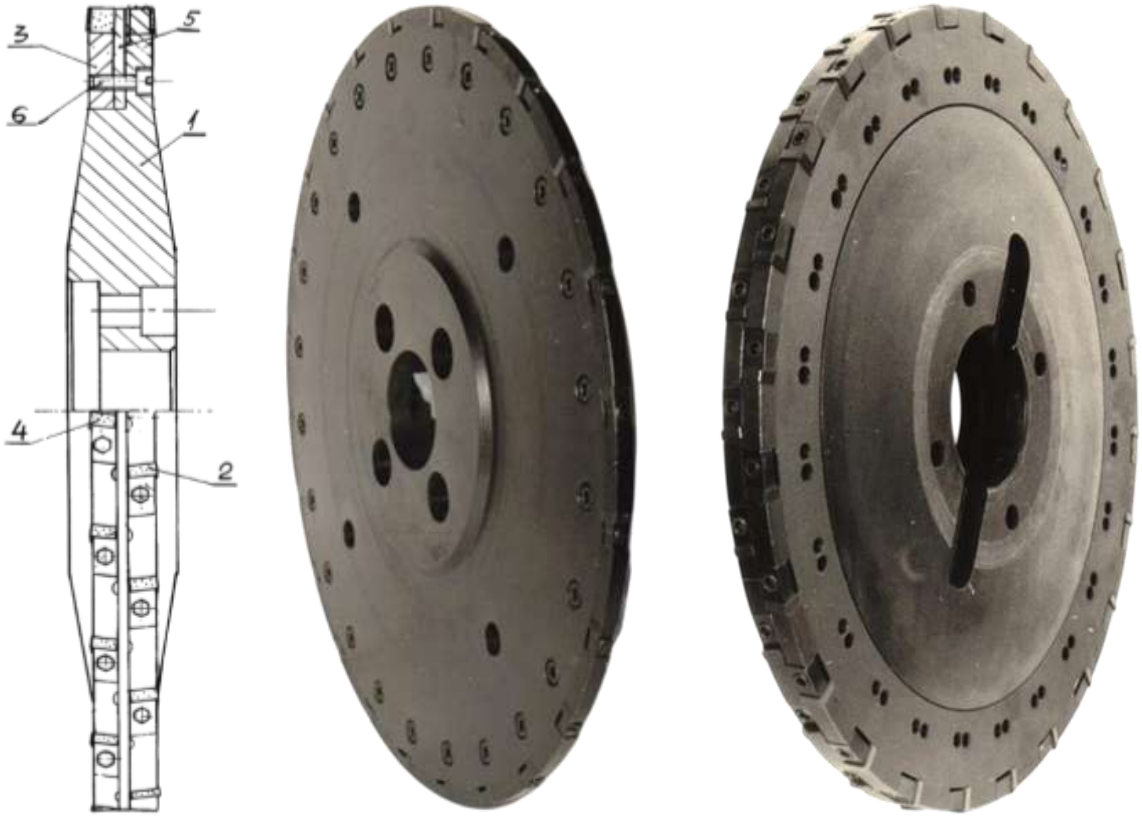


Рисунок 4.12 – Дискова фреза одностороннього різання з механічним кріпленням багатогранних пластин

Для усунення переустановлень дискових фрез на супорті верстата розроблено конструкцію дискової фрези двостороннього різання (рис. 4.13а). Відмінною особливістю фрези двостороннього різання є наявність другого ряду багатогранних ріжучих пластин, зміщених щодо першого ряду на половину окружного кроку [27]. У процесі обробки спочатку одним рядом пластин обробляють одну з бічних поверхонь зубів колеса праву, а потім, після реверсу колеса і напрямку тангенціального переміщення каретки з інструментом, обробляють другу - ліву бічну поверхню [27].



а) б) в)

а) – конструктивна схема дискової фрези двостороннього різання;
б) – конструкція дискової фрези одностороннього різання m = (12 - 36) мм;
в) – конструкція дискової фрези двостороннього різання m = (20 - 36) мм

Рисунок 4.13 – Конструкції дискових фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин одностороннього та двостороннього різання

Запропонована конструкція дискової фрези з механічним кріпленням багатогранних пластин дає змогу скоротити номенклатуру зуборізного інструменту та зекономити допоміжний час на перестановку корпусу фрези. На (рис 4.13б і 4.13в) показані конструкції дискових фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин.

У табл 4.2, для прикладу надано розрахункові значення довжини шляху обкату, отримані для випадків обробки прямозубих АЗК у діапазоні чисел зубів z_k= (25... 100) за модуля m = 28 мм.

Таблиця 4.2 – Розрахункові значення довжини шляху обкату

Схема різання	Шлях обкату $l0$, мм			
	Число зубів колеса Zk			
	25	50	75	100
I	218,1	218,1	218,1	218,1
II	213,9	229,0	233,7	239,4
III	296,4	308,2	313,2	316,2
IV	301,8	316,9	321,4	327,3
V	278,4	289,6	294,3	297,1

У табл 4.3 надано зміни параметрів точності та шорсткості за різних схем формоутворення, отримані для випадків обробки прямозубих зубчастих коліс у діапазоні чисел зубів z_k = (25... 100) за модулю m = 28 мм.

Таблиця 4.3 – Зміна параметрів точності та шорсткості зубчастих колес за різних схем формоутворення

Схема різання	Параметри точності зубчастих коліс, мкм				
	ГОСТ 1643-81				
	Норми кінематичної точності F_r	Норми плавності $\pm f_{pt}$	Норми бічного зазору F_β	Шорсткість поверхні Ra,	Параметр плавності $\pm f_{pt}$ після експлуатації
I	45	36	30	1,6	96
II	42	38	35	1,6	84
III	34	30	25	1,2	58
IV	36	28	26	1,1	50
V	32	30	25	1,4	56

Як видно з наведених у таблиці даних, найменший шлях обкату, а отже, і найбільшу продуктивність обробки, забезпечує схема різання I. Для цієї схеми шлях обкату не залежить від числа зубів оброблюваних коліс. Другою за продуктивністю процесу є схема II. Однак ці схеми не дають змоги використовувати інструмент зі зменшеними розмірами ріжучих крайок.

Зі схем різання для дискових фрез з механічним кріпленням багатогранних мінералокерамічних пластин (III, IV) найефективнішою є схема IV, так як шлях обкату асиметричного зуба колеса з використанням цієї схеми є найменшим.

Для підвищення ефективності чорнової обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс розроблено конструктивні варіанти спарених дискових фрез з різнобічним розташуванням ріжучих пластини правого і лівого корпусів що забезпечує зняття значного шару припуска за один прохід (рис.4.14)

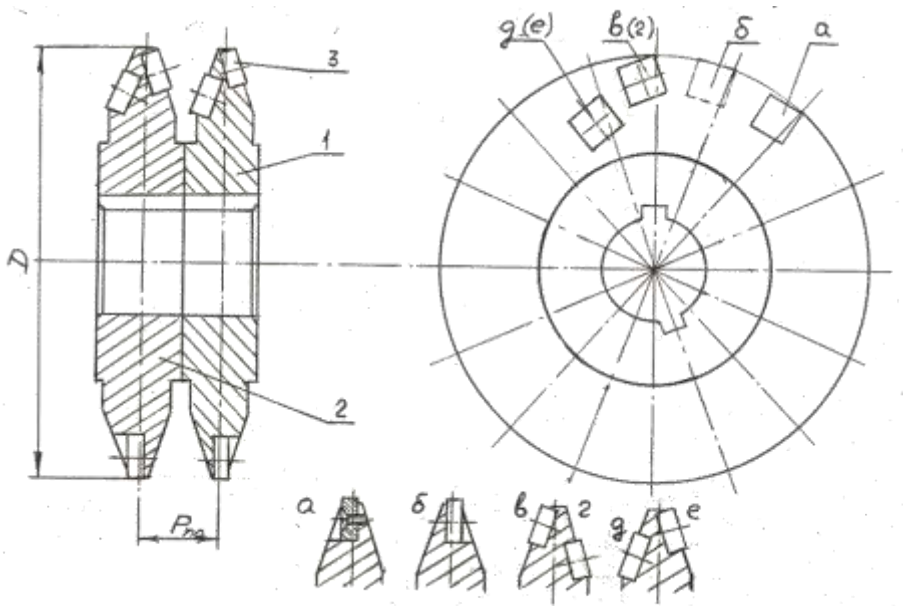


Рисунок. 4.14 – Дискова фреза з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин

На (рис. 4.14) наведені конструктивні особливості дводискових фрез. Конструкція складається з правого і лівого корпусів дискових фрез, встановлених на циліндричній оправці. Компоновка ріжучих пластин з лівого корпусу вздовж кола не збігається з розташуванням ріжучих пластини правого корпусу. Ця конструктивна особливість забезпечує стабілізацію сил різання.

Для забезпечення формоутворення евольвентного профілю зуба, різальні пластини мають 6 різних розташувань. Пластина *а* утворює ліву сторону впадини зуба. Завершальну обробку впадини забезпечує пластина *b*, яка має зміщення від осі вправо. Ліва поверхня зубів послідовно формується елементами *в* і *д*, а права *г* і *е*. Багатогранні пластини об’єднані в 5 груп по 6 пластин у кожній.

Дискова фреза містить 30 багатогранних пластин. Пластини *а* і *b* прорізні які формують дно профілю зуба. Бокову поверхню профілю зуба формують

багатогранні пластини *в, г, д* і *е*. Передні та задні кути прорізних пластин *а* і *b* дорівнюють 6°, а для пластин які формують бокові поверхні профілю зуба ці кути дорівнюють 3°.

В дискових фрезах в якості ріжучих елементів використовують багатогранні твердосплавні пластини : для модуля 8 и 10мм, розміри 5х16х16мм; для модуля 12-20мм, розміри 5х16х20мм. Рекомендований матеріал багатогранних пластин – твердий сплав марки ВК-10Х0М.

Загальний вигляд дискової зуборізної фрези діаметром 300 мм з механічним кріпленням багатогранних пластин показано на (рис. 4.15).

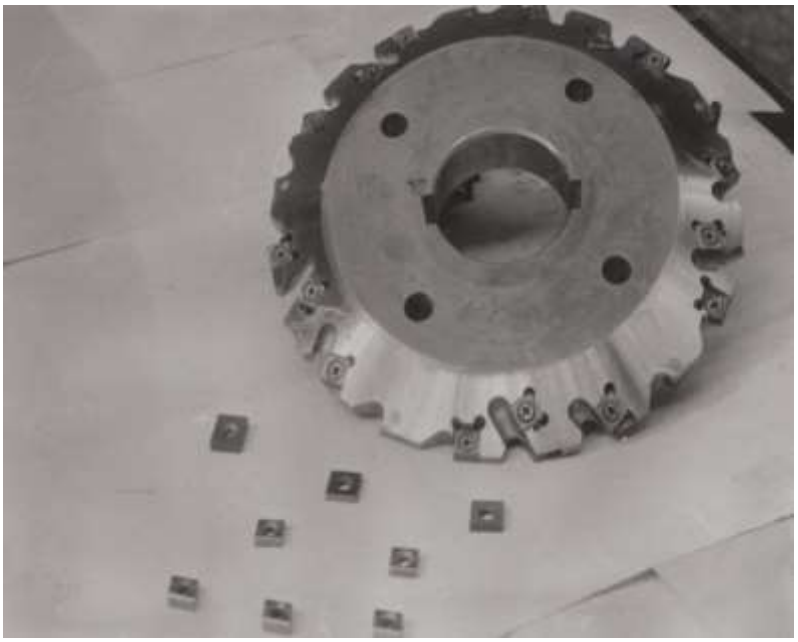


Рисунок. 4.15 – Дискова зуборізна фреза з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин [26]

Час роботи дискової зуборізної фрези з механічним кріпленням багатогранних пластин до зношування різальної крайки по задній поверхні в межах 1мм досягає 180 хв при фрезеруванні без охолодження и 300-360хв с охолодженням [26]. Використання багатогранних пластин із зносостійким покриттям збільшує час роботи дискової зуборізної фрези у 1,5 – 2.0 рази.

Для обчислень в табл. 4.4 наведені початкові залежності для визначення режимів фрезерування и основного часу при нарізанні зубів дисковими фрезами.

Таблиця 4.4 – Залежності для розрахунку режимів фрезерування великомодульних асиметричних зубчастих коліс дисковими фрезами з механічним кріпленням багатогранних пластин

Параметр	Визначення	Формула для розрахунку
1	2	3
Частота обертання фрези, об/хв	-	$n = \frac{1000 \cdot V}{\pi \cdot Д_{фр}}$
Швидкість різання, м/хв	Окружна швидкість різання	$V = \frac{\pi \cdot Д_{фр} \cdot n}{10^3}$,
Глибина фрезерування, мм	Глибина різання	t
Подача:		
мм/зуб	Переміщення різальної крайки вздовж поверхні колеса за період обертання фрези на один зуб (на $1/Z_ф$)	
мм/об	Переміщення фрези вздовж зуба за один оберт фрези	$S_o = S_z \cdot S_ф = \frac{S_м}{n}$
мм/хв	Переміщення фрези вздовж зуба за 1хв	$S_м = S_o \cdot n = S_z \cdot z_ф \cdot n$
Стійкість, год.	Час роботи фрези між перестановками пластин	T
Час робочого ходу, хв. (Машинний час)	Час прорізання однієї впадини, включно час на врізання і перебіг фрези	$T_p = \frac{L}{S_м}$
Час, хв:		
холостого ходу	Час холостого ходу після прорізання впадини зуба	$T_x = \frac{L}{S_{м.х.}}$
поділу	Час поділу оброблюваного колеса	$T_д$
Основний час, хв:		
на один зуб колеса	Час на обробку однієї впадини	$T_{o1} = T_p + T_x + T_Д$
на зубчасте колесо	Час нарізання усіх зубів колеса.	$T_o = \frac{T_{oi} \cdot z}{k}$, де к – Кількість фрез, що працюють одночасно

Швидкість різання, наведена в табл 4.5, розрахована для часу роботи дискової зуборізної фрези з механічним кріпленням багатогранних пластин Т = 6 год. При використанні спарених фрез значення Sm слід помножити на коефіцієнт 0,8.

Таблиця 4.5 – Рекомендовані режими різання для високошвидкісноі обробки зубчатих коліс дисковими фрезами, з механічним кріпленням багатогранних пластин ВК10Х0М

Модуль, мм	Діаметр фрези, мм	Оброблюваний матеріал					
		Сталь 45, 40Х, 20ХН3А.					
		НВ 167…217			НВ 240		
		V	n	$S_м$	V	n	$S_м$
16	300	120	110	120	100	100	110
18	300		110	120		90	100
20	300		90	100		80	90

Вирішальний фактор, що впливає на процес формування зубів, це стабілізація сил різання протягом усього періоду циклу проходження ріжучих крайок дискової фрези через зону різання.

Сучасні технології обробки потребують використання фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин як для чорнового, так і для чистового зубофрезерування.

Виходячи із проведених досліджень формоутворення великомодульних асиметричних зубчастих коліс різними конструкціями фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин, як для чорнового та і для чистового зубофрезерування,, беручи за основу принципи системного підходу з урахуванням особливостей обробки, реалізовано систему інструментального забезпечення фрезерування на високоавтоматизованому гнучкому комплексі «Waldrich Coburg – PowerTec» 7500 (Рис.4.16) (ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод»).

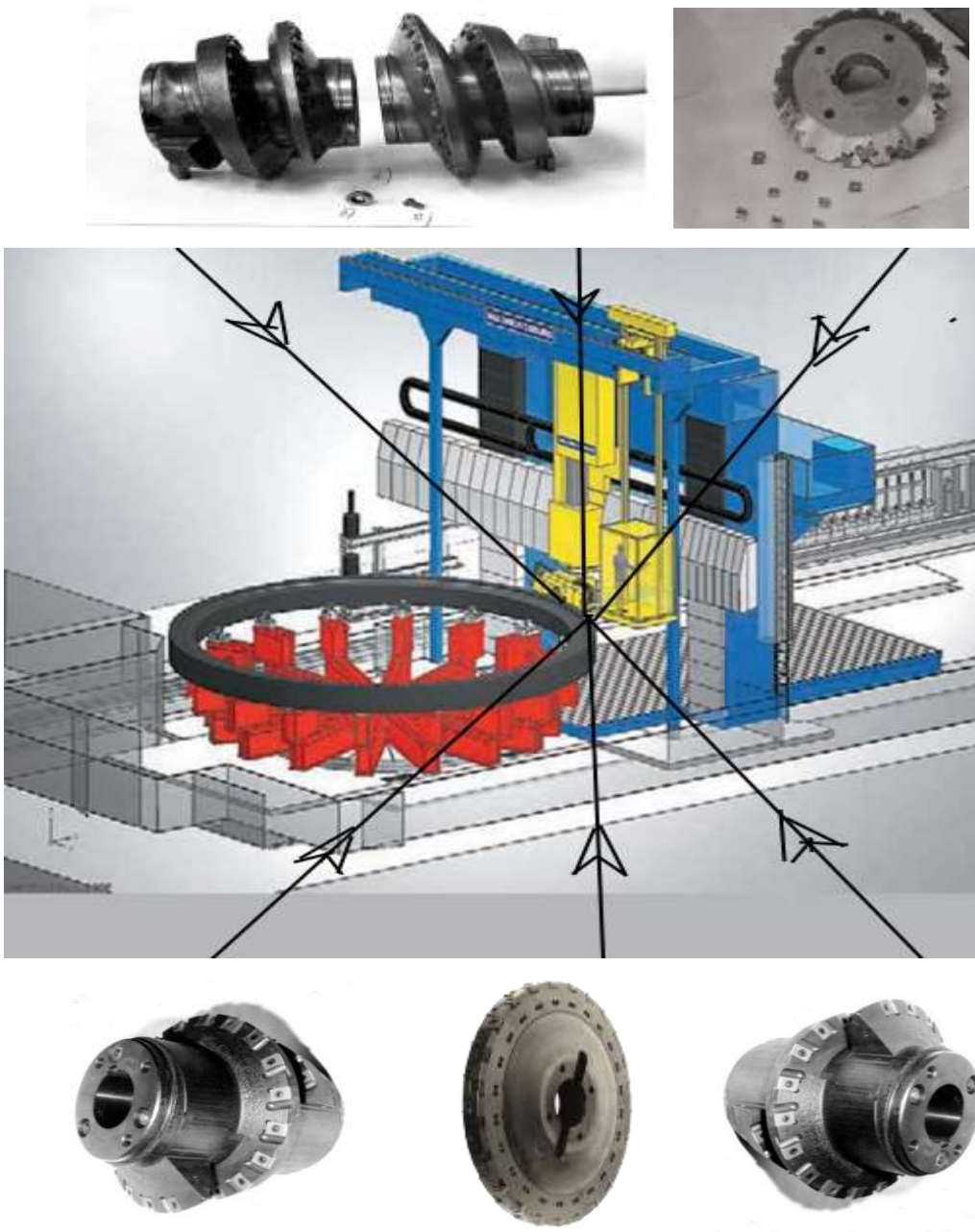


Рисунок. 4.16- Система інструментального забезпечення зубофрезерування на прикладі високоавтоматизованого обробного центру «Waldrich Coburg – PowerTec» 7500

Головним критерієм вибору методу формоутворення та конструктивного варіанту фрези на високоавтоматизованих гнучких комплексах, є задані параметри зубчастих коліс та економічна ефективність, яка визначається часом зубофрезерування та собівартістю обробки.

4.4 Висновки по четвертому розділу

1. На основі особливостей формоутворення зубчатих коліс з асиметричним профілем, виходячи із системного підходу, визначені основні принципи інструментального забезпечення виробництва великомодульних зубчастих коліс

-обмеження номенклатура фрез за рахунок забезпечення необхідної кількісті різноманітних компоновок та положень багатогранних пластин,

- висока точність позиціонування багатогранних пластин в корпусі фрези відносно формоутворюючої кривої;

- швидке та легке зняття та заміна багатогранних пластин, замінних вставок, та їх кріпильних елементів;

- уніфікація та максимально допустиме зменшення компонентних модулів і типорозмірів пластин у системі;

- обов'язкове використання багатогранних пластин зі зносостійкими покриттями і параметрами передньої поверхні, що забезпечують задовільне стружковідведення з зони різання.

2 Розроблено рекомендації по використанню збірних черв'ячних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин для нарізування великомодульних АЗК, які мають перевагу під час зміни інструменту на важких зубофрезерних верстатах, бо не потребує подальшого центрування нового інструменту, яке займає значний допоміжний час - від 4 до 8 годин. Збірні твердосплавні фрези, як правило, не змінюються до закінчення проходу і працюють до завершення обробки великомодульного зубчастого колеса. протягом 12- 18 годин.

3. Для чистового фрезерування коліс великого модуля з асиметричним профілем запропоновано метод переривчастого обкату з використанням дискових немодульних фрез, оснащених керамічними пластинками. Запропонований метод використовується на багатокоординатних зубофрезерних верстатах з ЧПК і дає змогу забезпечити зносостійкість різальної крайки фрези та високу якість поверхневого шару зубчастого колеса.

4 Для підвищення ефективності чорнової обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс розроблено конструктивні варіанти спарених дискових фрез з різнобічним розташуванням ріжучих пластини правого і лівого корпусів, що забезпечує зняття значного шару припуска за один прохід. Компоновка ріжучих пластин з лівого корпусу вздовж кола не збігається з розташуванням ріжучих пластини правого корпусу, ця конструктивна особливість забезпечує стабілізацію сил різання при знятті великих перетинів зрізу.

РОЗДІЛ 5
ДОСЛІДЖЕННЯ ФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ОБРОБКИ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ АСИМЕТРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС З УРАХУВАННЯМ ЕНЕРГОВИТРАТ

5.1 Дослідження динамічних процесів при зубофрезеруванні великомодульних зубчастих коліс збірними фрезами

З метою вивчення впливу особливостей конструкцій спеціальних черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин та режимів зубофрезерування при формоутворенні великомодульних АЗК на динамічні характеристики технологічної системи, були проведені експериментальні дослідження в виробничих умовах,.

Для проведення експериментальних досліджень застосовувався вимірювальний комплекс на базі зубообробного верстата мод. 5А342, де динамометр виконував функції тримача фрези. На супорті було встановлено стійку для фіксації вимірювального датчика профілометра.

Вимірювальний комплекс (рис. 5.1) включає: 1 - акселерометр і триканальний вимірювач вібрацій, 2 - динамометр для вимірювання складових сили різання, 3 - багатоканальний аналогово-цифровий перетворювач,4-комп'ютер з програмним забезпеченням для прийому та обробки даних.

Вимірювальний комплекс на базі зубофрезерного верстата мод.5А342 оснащений системою вимірювально-записуваних пристроїв. Параметри сигналів отримувалися з кількох джерел одночасно, вимірювання крутного моменту та складових сил різання проводилися динамометром типу 9257VA. Динамометр одночасно вимірював крутний момент Mkr і три взаємно перпендикулярні складові сили різання *Px, Ry, Pz*. Коливання в технологічній системі фіксувалися трикомпонентним акселерометром GlobalTest AP2043-50. Акселерометр має високу чутливість (≈ 50 мВ/г).

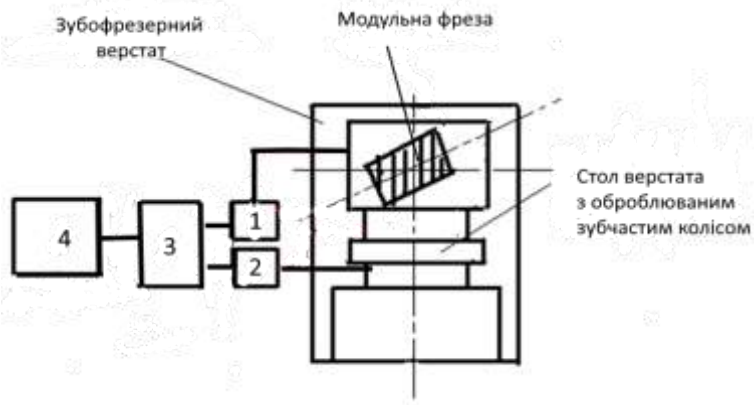


Рисунок 5.1 – Вимірювальний комплекс для дослідження динамічних процесів

Під час обробки великомодульного АЗК m=20мм; Zk=50; b=300мм; матеріал - Сталь 20ХН3А, визначався вплив режимів зубофрезерування на середнє значення крутного моменту Mkr.ср та окружної сили різання Pokr.ср.

Калібрування динамометричної оправки проводилося на зубофрезерному верстаті мод.5А342 (рис. 5.2) у статичному положенні за допомогою калібрувального важеля, який встановлювався і фіксувався аналогічно до досліджуємої черв’ячної модульної фрези.

Рисунок 5..2 – Калібрування динамометричної оправки на верстаті мод.5А342

При проведенні досліджень одночасно з фіксацією осцилограми крутного моменту вимірювали енергоспоживання при зубофрезеруванні за допомогою самореєструючого ватметра типу Н348, підключеного до мережі панелі керування верстата.

Фрезерування великомодульного зубчастого колеса відбувалося черв'ячною модульною фрезою стандартної конструкції (рис. 5.3) та черв'ячною модульною фрезою з механічним кріпленням тангенціально розташованих твердосплавних багатогранних пластин з нанесеним зносостійкім покриттям (рис. 5.4).

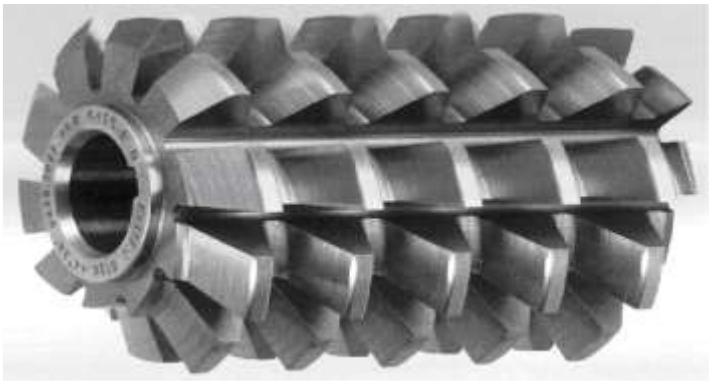


Рисунок 5.3 – Черв'ячна модульна фреза стандартної конструкції із швидкорізальної сталі

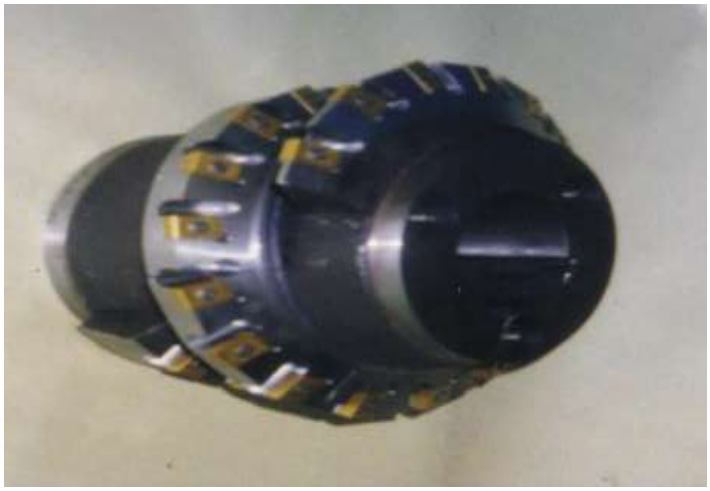


Рисунок 5.4 – Черв'ячна модульна фреза з механічним кріпленням багатогранних пластин із твердого сплаву для зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс [117]

Приклад зубофрезерування АЗК m=20мм; Zk=50; b=300мм; матеріал - сталь 20ХН3А приведено на(рис. 5.5)

В якості математичної моделі для опису досліджуваного процесу було взято за основу залежність:

$$P = C_M * t_x * S_y * V^Z \qquad (5.1)$$

де P - комплексний параметр, що досліджується; C_M- постійний коефіцієнт, t - глибина різання, S – подача фрези; V - швидкість різання.

Отримані результати досліджень були оброблені за допомогою математичного апарату планування експериментів.

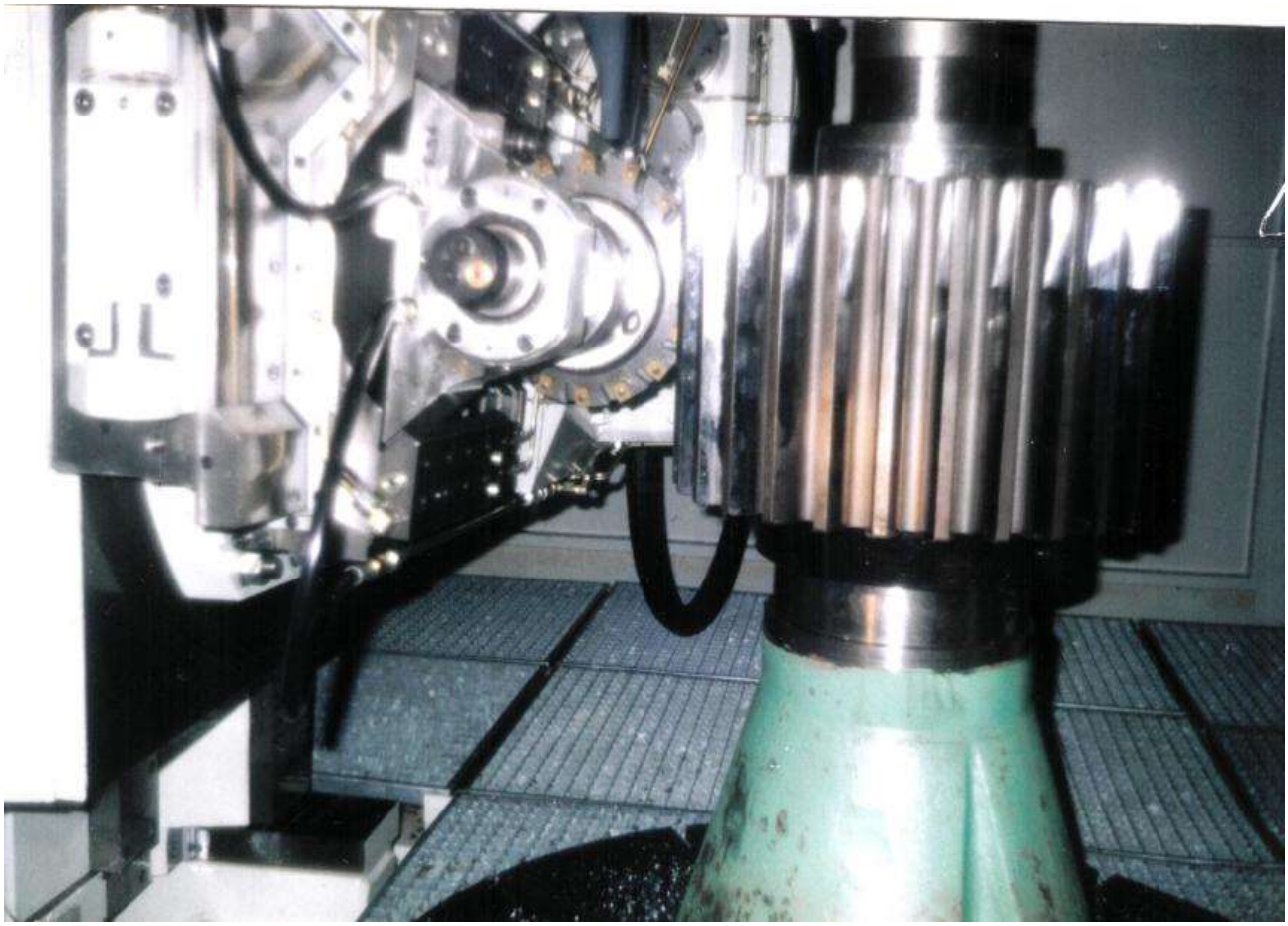


Рисунок – 5.5 Фрезерування асиметричного зубчастого колеса m=24мм; Zk=50; b=300мм; матеріал - сталь 20ХН3А

В якості плану експеримента було прийнято повний факторіальний експеримент (ПФЕ) виду, 2^3, де в якості незалежних змінних були прийняті режими різання (t, S, V).

В табл 5.1 наведені рівні варіацій незалежних змінних - режимів зубофрезерування.

Таблиця 5.1 – Рівні варіацій режимів зубофрезерування

Найменування параметра	Рівні варіацій	
	Верхній +	Нижній -
Глибина різання t, мм	1.2	0,6
Подача фрези S, мм/об	3.2	1,6
Швидкість різання V, м/хв	60	30

Діапазон зміни режимів різання визначався за умови забезпечення стабільного процесу зубофрезерування, технічних можливостей важких зубофрезерних верстатів, механічних властивостей матеріалу заготовки зубчастого колеса та конструкції і матеріалу різальних пластин фрези.

Аналіз отриманих даних і обробка результатів експериментів дозволили отримати математичні моделі залежності середнього крутного моменту$M_{кр.сер}$ та середньої окружної сили різання $P_{окр.сер}$ від режимів зубофрезерування зубчастих коліс t, S, V у такій формі:

$$M_{кр.сер} = 96.2\frac{t^{1.11} \times S^{079}}{V^{(0.08+0.31lgt+0.43lgS)}}, (Нм); \quad (5.2)$$

$$P_{окр.сер} = 187.6\frac{t^{1.01} \times S^{0.89}}{V^{(0.12+0.37lgt+0.47lgS)} \times D_ф}, (Н). \quad (5.3)$$

В табл 5.2 наведені значення $M_{кр.сер}$ і $P_{окр.сер}$, розраховані по формулам (5.2) і (5.3) при глибині різання t = 1,2.

Таблиця 5.2 – Значення $М_{кр.сер}$ і $Р_{окр.сер}$. в залежності від режимів різання

S, мм/об	1,4		2,1		2,8	
V, м/хв	$М_{кр.сер}$	$Р_{окр.сер}$	$М_{кр.сер}$	$Р_{окр.сер}$	$М_{кр.сер}$	$Р_{окр.сер}$
30	53,6	574,5	69,6	654,4	76,3	717,4
45	46,0	526,5	61,3	576,4	65,2	613,1
60	42,6	494,6	55,9	526,6	58,4	549,1

Аналіз результатів проведених експериментів і отриманих розрахунків по формулам (5.2) і (5.3) дозволяють зробити такі висновки:

- найбільший вплив на $М_{кр.сер}$ і $Р_{окр.сер}$ має глибина різання- t і подача фрези- S. При збільшенні глибини різання у 3 рази а подачі у 2 рази, $М_{кр.сер}$ і $Р_{окр.сер}$, збільшуються, відповідно, у 2 та 1,4 рази;

- збільшення швидкості різання у 2 рази призводить до зменшенням $М_{кр.сер}$ і $Р_{окр.сер}$ у 1,2 рази;

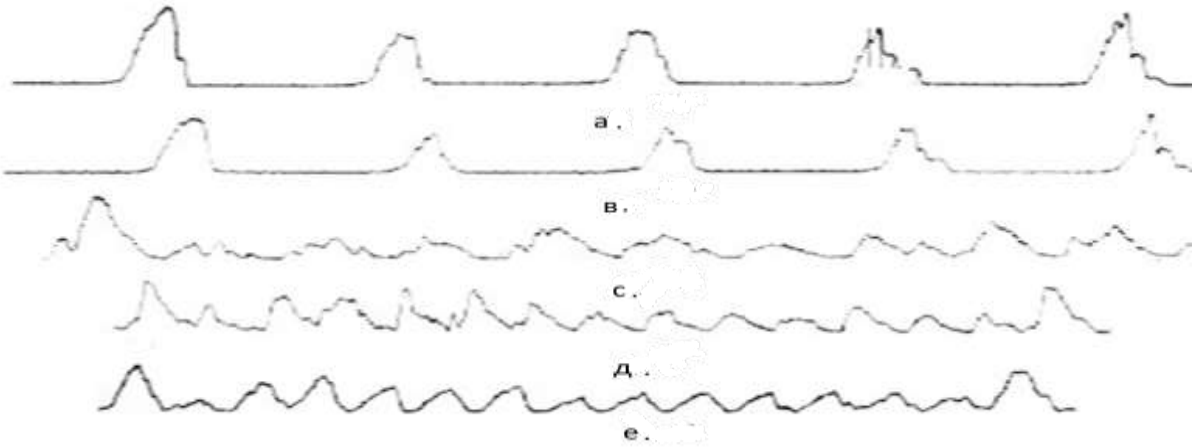
- вплив взаємодії факторів на досліджувані параметри (коефіцієнти 0,417 і 0,57 у регресійному рівнянні) значно більший, ніж вплив лише швидкості різання (коефіцієнт 0,15).

Процес зубофрезерування з врахуванням різної кількості різальних крайок фрези, які одночасно приймають участь у формоутворенні профіля зуба є нерівномірним, про що свідчать отримані осцилограми. Коефіцієнт нерівномірності фрезерування характеризується залежністю:

$$Кн = \frac{М_{кр.мах}}{М_{кр.сер}}. \qquad (5.4)$$

На (рис 5.6) наведені осцилограми крутного моменту для різних умов і схем зубофрезерування.

Аналіз осцилограм показав, що для розглянутих умов експериментальних досліджень коефіцієнт нерівномірності фрезерування варіюється в діапазоні Кн = 2.0 - 2,8, і це необхідно враховувати при проведені розрахунків режимів різання.



а) - стандартна фреза, S = 4мм/об, V = 30 м/хв (зустрічне фрезерування); в) - стандартна фреза (попутне фрезерування); с) - фреза з механічним кріплення багатогранних пластин S = 4мм/об, V = 30 м/хв, (зустрічне фрезерування); д) - фреза з механічним кріплення багатогранних пластин S = 4мм/об, V = 60м/хв,(зустрічне фрезерування); е) - фреза з механічним кріплення багатогранних пластин S = 4мм/об, V = 60м/хв,(попутне фрезерування)[13, 25]

Рисунок 5.6 – Осцилограми крутних моментів отримані при фрезеруванні зубчастого колеса m = 24мм; z = 96

Проведені дослідження свідчать що процес різання черв'ячними фрезами є нерівномірним. Кожна крива осцилограми вказує на зміну крутного моменту від мінімуму до максимуму і знову до мінімуму. Коливання крутного моменту обумовлено постійною зміною товщини перетину зрізаного шару, та кількістю різальних крайок , які одночасно беруть участь у процесі різання. Процеси що виникають під час зубофрезерування призводять до безперервної зміни навантаження на різальні крайки фрези та виникненню коливань $M_{кр.}$.

Ззміна величини $M_{кр.}$ при вході різальних крайок фрези в заготовку та при виході з зони контакту призводять до виникнення коливань зубчастого колеса та фрези. Як видно з осцилограм (рис.5.5., в, с), зі зростанням швидкості різання

крутний момент знижується. При збільшенні швидкості різання з 30 м/хв до 60 м/хв в 2 рази, середній крутний момент при роботі фрезою з механічним кріпленням багатогранних пластин зменшується в середньому на 12%, а при роботі стандартною цільною фрезою на 5 %.

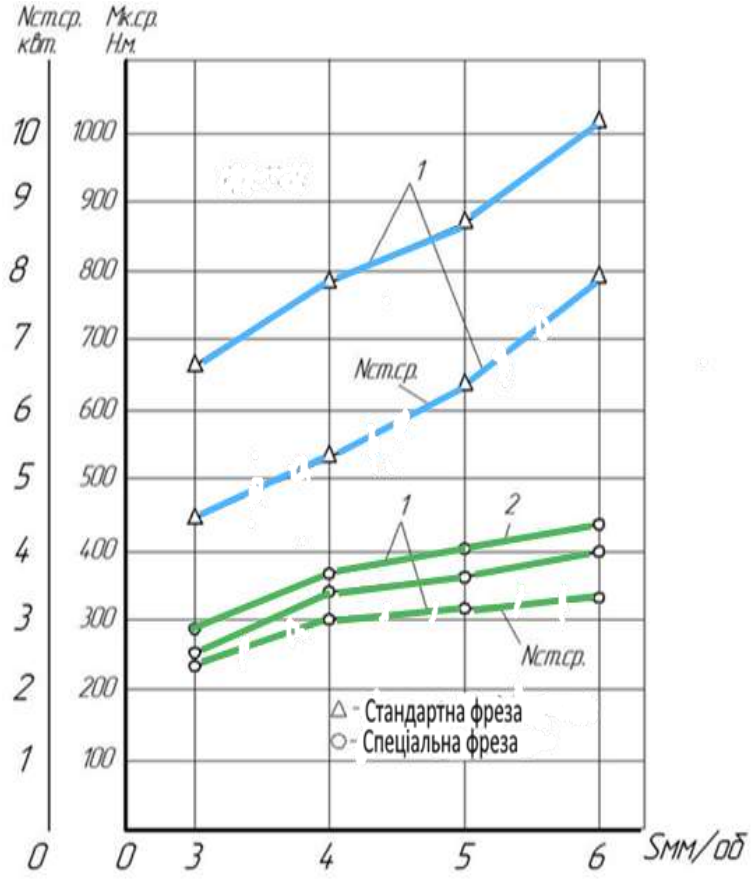
Виходячи із аналізу осцилограм можна зробити висновок , що коефіцієнт нерівномірності фрезерування $K_н$, при нарізуванні зубчастих коліс знаходиться в межах $K_н$ = 2,0-2,8.

Характер осцилограм $M_{кр.}$ фрези з механічним кріплення багатогранних пластин (рис.4.2,с, д, е) свідчить про більшу плавність процесу різання та менші зусилля різання [13, 25].У фрез з механічним кріплення багатогранних пластин в 1,5 рази більше зубів, на довжині одного витка , ніж у стандартної цільної фрези. Тому за один оберт фрези $M_{кр.сер}$ змінюється частіше і періоди відсутності процесу різання є набагато меншими [13, 25].

Більш плавна зміна $M_{кр.}$ при вході зуба в врізуваний шар заготовки і при виході з нього пояснюється наявністю кута нахилу головної різальної крайки - 10°. Вид осцилограм, отриманих при попутному зубофрезеруванні (рис. 4.2, е) вказує на більш рівномірний процес різання, хвилі приблизно однакові і за розміром менші, ніж при зустрічному фрезеруванні [13, 25].

На (рис.5.7.) показана залежність крутних моментів $M_{кр.сер}$. і середньої потужності зубофрезерного верстатом N.ср, від подачі при фрезеруванні зубчастого колеса m = 24 мм збірною черв'ячною фрезою з механічним кріплення багатогранних пластин і цільною фрезою із швидкорізної сталі .

Зі збільшенням подачі середні крутні моменти збільшуються для цільної фрези, що пов'язане з більшим зростанням товщин зрізу, різними крайками зубів фрези. При збільшенні подачі з 3 мм/об до 6 мм/об, тобто в 2 рази, крутний момент збільшується для збірної фрези з механічним кріпленням пластин в 1,4 рази, а для цільної фрези в 1,8 рази. У діапазоні досліджуваних подач 3-6 мм/об, при зустрічному зубофрезеруванні, середній крутний момент при роботі для збірної фрези з механічним кріпленням пластин в 2-2,5 рази менший, ніж при роботі цільною фрезою [13, 25] .



1 - зустрічне зубофрезерування; 2 - попутне зубофрезерування

Рисунок 5.7 – Залежність середнього крутного моменту $M_{к.сер}$ а середньої споживаної верстатом потужності $N_{.сер,}$ від подачі S мм/об при зубофрезеруванні колеса m = 24 [13, 25]

Отримані в результаті експериментів дані використовуються при призначенні оптимальних режимів зубофрезерування з урахуванням схем обробки та конструктивних варіантів збірних модульних фрез.

5.2 Моделювання теплових процесів у системі: твердосплавна пластина збірної фрези – стружка – зубчастий вінець, обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс.

Ефективність механічної обробки насамперед визначається собівартістю виготовлення виробу. Забезпечення мінімальної собівартості виготовлення

великомодульних зубчастих коліс є одним з основних факторів для забезпечення випуску конкурентоспроможної продукції. Основне зниження собівартості відбувається за рахунок підвищення періоду стійкості черв'ячних модульних фрез. Це дозволяє знизити витрати на інструмент, скоротити простої унікальних верстатів викликані заміною інструменту. Підвищення ефективності зубофрезерування досі залишається актуальною науково-практичною задачею. Об’єктивна оцінка ефективності процесу зубофрезерування може бути проведена на основі аналізу температур на контактних поверхнях збірної черв’ячної фрези, що залежать від геометрії, режимів різання і часу роботи фрези. Найбільший вплив на стійкість інструменту під час процесу різання має вибір оптимальної геометрії і форми передньої поверхні твердосплавної пластини.

Збільшення працездатності збірної черв’ячної фрези може бути досягнуто не тільки за рахунок підвищення теплостійкості інструментального матеріалу, а й завдяки поліпшенню умов відведення теплоти, що виділяється в процесі різання на лезі твердосплавної пластини і викликає її нагрівання до високих температур. Чим більша кількість теплоти відводиться від леза інструменту, тим нижче температура на його контактних поверхнях.

Дослідженню питання розподілу тепла на передній і задній поверхнях різальних крайок інструментів присвячена низка теоретичних і практичних праць [71 – 76 , 80]. Температура в зоні різання має значний вплив на характер утворення стружки і структуру поверхневого шару зуба колеса. Температура різання суттєво впливає на інтенсивність зношування різального леза та на період стійкості фрези.

При зубофрезеруванні великомодульних зубчастих вінців рудорозмельних млинів з високолегованих сталей, наприклад зі сталі 34ХН3МА, на поверхні твердосплавної багатогранної пластини з криволінійною передньою поверхнею збірної черв'ячної модульної фрези виникаюча температура визначає продуктивність обробки, стійкість твердосплавної пластини і елементів збірної фрези. Тому розгляд закономірностей розподілу теплових потоків при

зубофрезеруванні великомодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними фрезами і знятті великих перерізів зрізу має велике значення для розуміння фізичної сутності процесу різання Теплові процеси і деформації при зубофрезеруванні відбуваються одночасно з механічними і відіграють важливу роль у процесі стружкоутворення**.** Розподіл температур визначається потужністю теплових потоків у процесі зубофрезерування великомодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними модульними фрезами з механічним кріпленням твердосплавних багатогранних пластини з криволінійною передньою поверхнею (рис. 5.8):

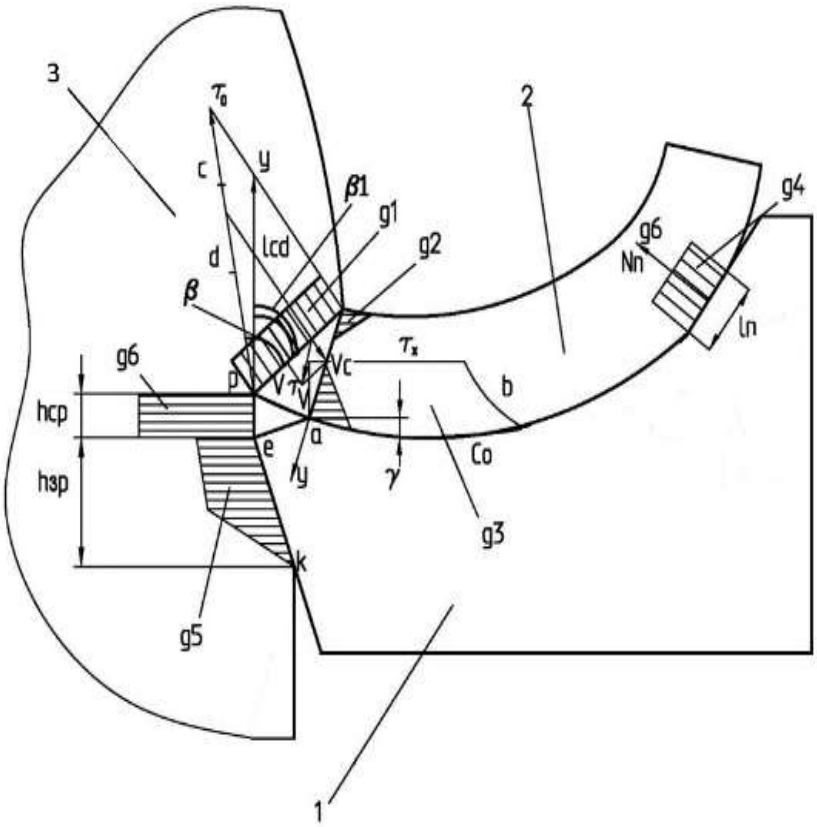


Рисунок 5.8 – Розподіл теплових потоків у процесі зубофрезерування (1 – твердосплавна пластина; 2 – стружка; 3-зубчастий вінець)

На рисунку 5.8 прийняті наступні позначення:

- $q_1 = v_\tau t_1 a \tau_T$ - тепловий потік, що викликається пластичною деформацією зсуву з дотичними напруженнями, рівними межі плинності τ_T ;

- $v_\tau = \frac{v\cos\gamma}{\cos(\beta-\gamma)}$ – швидкістю зсуву,

- v – швидкість різання, t_1 – товщина стружки, a – ширина стружки;

- q_2 - потік від пластичної деформації вигину стружки;

- $q_3 = F_{mp}v_c = \tau_x a v_c$ - потік від роботи тертя стружки об передню поверхню твердосплавної пластини фрези;

- $v_c = \frac{v\sin\beta}{\cos(\beta-\gamma)}$ - швидкість стружки;

- τ_x – дотична напруга вздовж передньої поверхні твердосплавної пластини збірної черв'ячної фрези;

- $q_4 = \tau_n a v_c = \frac{\tilde{T}_n v_c}{l_n}$ - тепловий потік від тертя стружки об криволінійну поверхню пластини;

- $\tilde{T}_n$ - сила тертя;

- l_n - довжина контакту стружки з криволінійною поверхнею пластини;

- $q_5 = \tilde{\tau}_x a v$ - тепловий потік від тертя об задню поверхню пластини;

- $\tilde{\tau}_x$ - дотикові напруги на задній поверхні пластини,

- $h_{зп}$ - висота площини контакту;

- $q_6 = \tau_T a v$ - тепловий потік від пластичної деформації в зоні утворення наросту.

Обчислимо тепловий потік q_2 від пластичної деформації вигину стружки. Для цього допоміжну вісь спрямуємо від центру перпендикулярно вісі стружки вниз (рис. 4).

Елементи довжини середини стружки $dl_1 = (R - \frac{t_1}{2})d\alpha$ і точки з ординатою y $dl_y = (R - \frac{t_1}{2} + y)d\alpha$ відповідно силі F_y.

$F_y = (dl_y - dl_1)k_y = (R - \frac{t_1}{2} + y - (R - \frac{t_1}{2}))d\alpha k_y = yd\alpha k_y$ і нормальній

напрузі: $\sigma_y = \frac{F_y}{dl_y} = \frac{yk_y}{R - \frac{y_1}{2} + y}$, де k_y – коефіцієнт пружності.

Критична точка y_0, після якої у зовнішніх шарах стружки виникає пластична деформація, визначається $\sigma_{y_0} = \sigma_T$; $\frac{y_0 k_y}{R - \frac{t_1}{2} + y_0} = \sigma_T$; $y_0 = \frac{\sigma_T (R - \frac{t_1}{2})}{k_y - \sigma_T}$.

У зовнішніх шарах пластична деформація стружки $\varepsilon_{пл.y} = \varepsilon_y - \varepsilon_{y_0}$, де

$$\varepsilon_y = \frac{yd\alpha}{d\alpha(R - \frac{t_1}{2} + y)} = \frac{y}{R - \frac{t_1}{2} + y}; \quad \varepsilon_{пл.y} = \frac{y}{R - \frac{t_1}{2} + y} - \frac{\sigma_T (R - \frac{t_1}{2})}{(k_y - \sigma_T)(R - \frac{t_1}{2}) + \sigma_T (R - \frac{t_1}{2})}$$

Потужність теплового потоку залежить від сили і швидкості деформації стружки:

$$q_2 = Fv_{пл} = \frac{\sigma_T \varepsilon_{пл.y}}{\tau} = \sigma_T \varepsilon_{пл.y} v_c =$$

$$\sigma_T \frac{v \sin\beta}{\cos(\beta - \gamma)} \left(\frac{|y|}{R - \frac{t_1}{2} + y} - \frac{\sigma_T (R - \frac{t_1}{2})}{(k_y - \sigma_T)(R - \frac{t_1}{2}) + \sigma_T (R - \frac{t_1}{2})} \right)$$

$$\frac{\partial T_{cd}}{\partial x_1} = \frac{q_1 \cos\beta_1}{C_v \sqrt{4\pi\omega}} \int_0^{\frac{t_1}{(v_1 \cos\beta_1)}} - \frac{2l_{cd}(\tau)}{\sqrt{\tau} 4\omega\tau} e^{-\frac{l_{cd}(\tau)^2}{4\omega\tau}} d\tau =$$

$$\frac{2q_1 \cos\beta_1}{\sqrt{\sigma}(4\omega)^{3/2}} \int_0^{\frac{t_1}{(v_1 \cos\beta_1)}} (v_1 \tau^{\frac{-1}{2}} \sin\beta_1 - t_1 \tau^{\frac{-3}{2}} tg\beta_1) e^{-\frac{(tg\beta_1 (t_1 - v_1 \tau \cos\beta_1))^2}{4\omega\tau}} d\tau$$

Спираючись на те, що проміжок часу на одиницю довжини становить $\tau = \frac{1}{v_c}$, можна скласти рівняння теплопровідності для плоскої задачі:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \omega \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad (5.5)$$

де Т – температура, t -час, ω - коефіцієнт теплопровідності (Т5К10, Т15К6) ω=10мм^2/с, ВК6-ХОМ-24,5; легована сталь (34ХН3МА) – 8; на аустенітній

основі (Х18Н10Т) – 5.

Для одновимірної задачі:

$\frac{\partial T}{\partial t} = \omega \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$ відповідає рішення $T(x,t) = \frac{B}{\sqrt{4\omega t \sigma}} e^{-\left(\frac{x-3}{\sqrt{4\omega t}}\right)^2}$

Тоді рівняння теплопровідності набуває вигляду:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{B2(x-3)}{(4\omega t)^{3/2}\sqrt{\sigma}} e^{-\left(\frac{x-3}{\sqrt{4\omega t}}\right)^2}$$

$$-\frac{B}{\sqrt{\sigma}2\sqrt{4\omega}t^{3/2}} + \left(\frac{(x-3)}{\sqrt{4\omega}}\right)^2 \frac{B}{\sqrt{\omega}t^2\sqrt{4\omega t}} = \omega\left(-\frac{2B}{\sqrt{\omega}(4\omega t)^{3/2}} + \frac{4B(x-3)^2}{\sqrt{\omega}(4\omega t)^{5/2}}\right) \quad (5.6)$$

$$\int_{-\infty}^{+\infty} T(x,t)dx = \frac{B}{\sqrt{\omega}} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-u^2} du = B = \frac{Q}{C_v}$$

де Q - загальна кількість теплоти, що утворюється.

$$T = \frac{B}{2\pi t\sqrt{4\omega}} e^{-\frac{(x-3)^2+(y-r^2)}{4\omega t}} \quad (5.7)$$

- рішення (1), проте,

$$\int_{-\infty}^{+\infty}\int_{-\infty}^{+\infty} T(x,y,t)dxdy = \frac{B}{2\pi t} \int_0^{+\infty} e^{-r^2} 2\pi r dr = \frac{B}{t} \quad (5.8)$$

В цьому випадку потрібно з ростом t збільшувати потужність джерела, що виділило тепло в момент t = 0.

Обчислимо потік тепла, що надходить від потоку q_1 у деталь уздовж відрізка τ_0, τ_1], при зрізанні першого шару припуску. У зв'язку з великою швидкістю процесу, враховуючи теплообмін, що відбувається по пакету стрижнів l_{cd} і, не зважаючи на теплообмін між стрижнями, температура ділянки[c, d] після зсуву від часу τ_0 до часу τ_1 буде відповідно:

$\tau_1 - \tau_0 = \frac{t_1}{\cos\beta_1 v_1}$, де $\beta_1 = \beta + \frac{s}{\pi D}$, s – подача, D – діаметр деталі,

$v_1 = \sqrt{v^2 + \left(\frac{s}{\pi D}\right)^2}$ - швидкість з урахуванням подачі.

Потік тепла в зоні пластичної деформації.

$$T_{cd} = \int_{\tau_0}^{\tau_0 + \frac{t_1}{v_1 \cos\beta_1}} \frac{q_1}{C_v \sqrt{4\pi\omega(t-\tau_0)}} e^{-\frac{l_{cd}(t)^2}{4\omega(t-\tau_0)}} dt,$$

де

$$T_{cq_2}(\tilde{y}) = \frac{q_2(\tilde{y})}{v_c} + \frac{Q}{C_v t_1 a} + T_{gh}, \tag{5.9}$$

де вісь $\tilde{y}$ спрямована від середини перпендикулярно вісі стружки. Приріст температури стружки, викликаний потоком q_3 від тертя стружки об передню криволінійну поверхню твердосплавної пластини обчислюємо за формулою:

$$T_{cq_3}(y,x) = \sum_{i=1}^{N} \frac{1}{2} \frac{q_3(x_i)\frac{x_{i+1}-x_i}{v_c}}{C_v \sqrt{4\pi\omega \frac{x-x_i}{v_c}}} e^{-\frac{y^2}{4\omega\frac{x-x_i}{v_c}}} = \int_0^x \frac{q_3(\tilde{x})\frac{d\tilde{x}}{v_c}}{C_v 2\sqrt{4\pi\omega\frac{x-\tilde{x}}{v_c}}} e^{-\frac{y^2}{4\omega\frac{x-\tilde{x}}{v_c}}} =$$

$$= \int_0^x \frac{q_3(\tilde{x})}{C_v 2\sqrt{4\pi\omega v_c (x-\tilde{x})}} e^{-\frac{y^2 v_c}{4\omega(x-\tilde{x})}} d\tilde{x}, \tag{5.10}$$

а при постійному потоці $q_3(\tilde{x}) = q_{3o} = const$,

$$T_{cq_3}(y,x) = -\frac{q_{3o}}{C_v\sqrt{\sigma v_c}} \int_0^{\sqrt{4\omega x}} e^{-\frac{y^2 v_c}{u^2}} du,$$

де вісь $\tilde{y}$ спрямована перпендикулярно від поверхні, що контактує з передньою поверхнею криволінійною поверхнею пластини, а вісь x уздовж передньої поверхні твердосплавної пластини по поверхні стружки.

Остаточно температуру стружки можна представити у вигляді:

$$T_c(x,y,t)=T_{gh}+\frac{1}{C_v}\left(\tau_T\frac{\cos\gamma}{\sin\beta}+\frac{1}{2}\tau_T\frac{h_\phi}{t_1}+\frac{1}{2t_1}\int_{h_\phi}^{h_\phi+h_{зп}}\tilde{\tau}_x dh+\right.$$

$$\left.+\sigma_T\left(\frac{\left|y-\frac{t_1}{2}\right|}{R-y}-\frac{\sigma_T(R-\frac{t_1}{2})}{(k_y-\sigma_T)(R-\frac{t_1}{2})+\sigma_T(R-\frac{t_1}{2})}\right)\right)+$$

$$+\int_0^x\left[\left(\frac{\tau_x v\sin\beta}{2C_v\cos(\beta-\gamma)}+\alpha_{cp}(T_c(\tilde{x},0,t)-T_p(\tilde{x},0,t))\right)\sqrt{\cos(\beta-\lambda)}/\right.$$

$$\left./\sqrt{4\sigma\omega v\sin\beta(x-\tilde{x})}\right]e^{-\frac{y^2 v\sin\beta}{4\omega\cos(\beta-\alpha)(x-\tilde{x})}}d\tilde{x}\,, \qquad (5.11)$$

- без урахування охолодження зовнішньої поверхні.

Після дотику стружки, що сходить, з криволінійної поверхні пластини в точці з координатою x_n температура стружки становить:

$$\tilde{T}_c(x,y,t)=T_c(x,y,t)-\frac{v\sin\beta\, y}{C_v l_n\sqrt{\sigma}\cos(\beta-\gamma)}\times$$

$$\times\int_{y(4\omega x_n\mathrm{Cos}(\beta-\gamma)/(v\sin\beta))^{1/2}}^{y(4\omega x\mathrm{Cos}(\beta-\gamma)/(v\sin\beta))^{1/2}}\begin{cases}\dfrac{T_n}{a}, при\, u<y(4\omega(x_n+l_n\mathrm{Cos}(\beta-\gamma)/(v\sin\beta))^{1/2}\\ 0, в\quad Іншому\ випадку\end{cases}\times e^{-\frac{1}{u^2}}du+$$

$$+\alpha_{cn}\int_{x_n}^{x}\left\{\begin{matrix}\tilde{T}_c(\tilde{x},0,t)-T_n(\tilde{x},0,t), при\, x<x_n+l_n\\ 0\ в, Іншому\ випадку\end{matrix}\right\}\times \qquad (5.12)$$

$$\times(\cos(\beta-\gamma)/(4\sigma\omega v\sin\beta(x-\tilde{x})))^{1/2}e^{-\frac{y^2 v\sin\beta}{4\omega\cos(\beta-\gamma)(x-\tilde{x})}}d\tilde{x}$$

На (рис.5.9) показано стружку, що утворюється при зубофрезеруванні збірною черв'ячною модульною фрезою. Стружка є завитою, що свідчить про достатньо сприятливі умови різання та стружкоутворення. Цьому сприяє наявність криволінійної форми передньої поверхні твердосплавної пластини збірної черв'ячної фрези.

Рисунок 5.9 – Форма стружки, що утворюється твердосплавною пластиною з криволінійною формою передньої поверхні збірної черв'ячної фрези, при оброблюванні зубчастого вінця m = 20 мм; z= 316, матеріал сталь 34ХН3МА

Для розрахунку температури зовнішнього, зрізаного на наступному обороті шару зубчастого вінця, в силу малого часу процесу була прийнята «стрижнева» модель (без урахування теплообміну між стрижнями).

Позначаючи координату вздовж поверхні деталі, що контактує з наростом (застійною зоною р. е. а) через Z_2, а вздовж задньої поверхні твердосплавної пластини – через Z_3, можна визначити:

$$T_g(Z_2,t)\Big|_{pe} = T_{gh} + T_{cd} + \frac{1}{2C_v} q_6 \sqrt{\frac{t}{\pi\omega}} - \alpha_{gh} \int_0^t (T_g(Z_2,\tilde{t}) - T_h(Z_2,\tilde{t})) \frac{d\tilde{t}}{\sqrt{4\pi\omega\tilde{t}}};$$

$$T_g(Z_3,t)\Big|_{ek} = T_g(Z_2,t)\Big|_{e:Z_2=0} + \frac{1}{2C_v} q_5(Z_3) \sqrt{\frac{t}{\pi\omega}} - \tag{5.13}$$

$$- \alpha_{pg} \int_0^t (T_g(Z_3,\tilde{t}) - T_p(Z_3,\tilde{t})) \frac{d\tilde{t}}{\sqrt{4\pi\omega\tilde{t}}}$$

Ці залежності є уточненням величин, що входять в формулу (5.13), оскільки в деталь відводиться не половина потоків. q_6 і q_5, а тільки частина,

залежно від температури наросту і твердосплавної пластини та умов теплообміну (коефіцієнти α_{gh} и α_{pg}). Температуру наросту $T_h(Z_2,t)$ на ділянці (p, e) можна вважати приблизно рівною температурі твердосплавної пластини $T_p(Z_2,t)$ на ділянці (a, c) з відповідним коефіцієнтом теплообміну α_{gp} замість α_{gh}. Якщо вважати початкову температуру вінця T_{gh} постійною, таким чином, її теплообмін в системі стружка - твердосплавна пластина - зубчастий вінець буде відбуватися за рахунок теплообміну контактуючих з повітрям передньої поверхні пластини і видаленого матеріалу стружки.

Рівняння (5.11), (5.12), (5.13) утворюють, з урахуванням зазначеного,замкнуту систему теплообміну: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець.

Розроблена математична модель розподілу теплових потоків при фрезеруванні зубчастих вінців рудорозмельних млинів збірними черв'ячними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні твердосплавної пластини при знятті великих перерізів зрізу дозволяє прогнозувати при заданих режимах різання температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець.

5.3 Багатокритеріальна оптимізація режимів фрезерування асиметричних зубчастих коліс з урахуванням енерговитрат

З метою багатокритеріальної оптимізації складних технічних систем необхідно вирішити завдання, які характеризуються такими особливостями, як: висока розмірність вектора альтернатив і складна структура множин альтернатив, велика кількість функцій-обмежень, велика розмірність критеріальної вектор-функції і складна система критеріїв оптимальності та їх складових[117].

Система прийняття багатокритеріальних рішень Web- HIPRE (Schittkowski, 1999; Taha, 2017), яка заснована на методах Multiattribute Value

Theory і Analytic Hierarchical Processes, є доступною для використання в глобальній мережі. Система NIMBUS враховує вибір особи, яка приймає рішення, а система EASY-OPT (Schittkowski, 1999) являє собою інтерактивну програму, що використовує метод скалярної згортки критеріїв оптимальності. Також відомі системи багатокритеріальної оптимізації (БКО), які орієнтовані на використання як в послідовному, так і паралельному варіантах [117].

Пропонується використовувати інтелектуальну оптимізаційну систему БКО, яка призначена для вирішення багатокритеріальних нелінійних оптимізаційних задач виду[117]:

$$\begin{aligned} &\min\ f(x), \\ &g(x) \le 0 \\ &h(x) = 0 \\ &a \le x \le b \end{aligned} \qquad (5.14)$$

де f, g, h - безперервні (f и g - опуклі) вектор-функції, $x \in R^n$, a і b ($a < b$) – фіксовані вектори з R^n.

Метод багатокритеріальної оптимізації зводить задачу (5.14) до послідовності простіших задач нелінійного програмування з однією цільовою функцією ψ[117]:

$$\begin{aligned} &\min\ \psi_p\ (f^o(x),\ f^1(x),\ldots,\ f^m(x)),\ p = 1,2,\ldots \\ &g(x) \le 0 \\ &h(x) = 0 \\ &a \le x \le b \end{aligned} \qquad (5.15)$$

У свою чергу, метод нелінійного програмування зводить задачу (5.15) до послідовності задач безумовної мінімізації без функціональних обмежень[117]:

$$\begin{aligned} &\min\ M_k\ (f(x),\ g(x), h(x)),\ k = 1,2,\ldots \\ &a \le x \le b \end{aligned} \qquad (5.16)$$

Система БКО є ієрархічною структурою і складається з трьох рівнів:

– набору методів багатокритеріальної оптимізації;

– набору методів нелінійного програмування;

– набору методів безумовної мінімізації [117].

Ця система дозволяє працювати з досить великим набором нелінійних функцій з нелінійними обмеженнями.

В роботі були проведені дослідження на заготовках із марок сталей 45, 40Х, 20ХН3 для встановлення впливу режимів різання на енерговитрати у разі чорнового зубофрезерування АЗК фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин із зносостійким покриттям GC 4025 (рис.1) (задані режими фрезерування: глибини різання t=2-4 мм; діапазон подач s=0,75 – 2.5 мм/об колеса, діапазон швидкостей різання v=30-160 м/хв) [117].

Для реалізації поставлених завдань пропонуються наступні етапи:

– дослідження технологічних параметрів, що визначають режим електроспоживання і допускають зміну в заданих межах;

– побудова математичних оптимізаційних моделей досліджуваного об'єкта;

– знаходження оптимальних значень при обмеженнях, що накладаються на технологічні параметри [117].

Такий підхід до зазначеної проблеми не вимагає значних витрат і його можна використовувати як ефективний спосіб вдосконалення технології зубофрезерування з точки зору енергозбереження [117]. Виявити вплив параметрів технологічного процесу зубофрезерування: на електроспоживання можливо за допомогою побудови системи критеріїв оптимальності. При цьому в першу чергу вибирають найбільш істотні керовані фактори, що формують багатокритеріальну математичну модель. Вона повинна мати реальний зміст, найбільш повно відображати певну модель, адекватну досліджуваному об'єкту за прийнятими критеріями, бути орієнтованою на використання певних математичних методів, бути зручним інструментом для управління процесом зубофрезерування, та прийняття ефективних рішень при оптимізації [117].

Під час вивченні питання вибору оптимальних режимів фрезерування: при

обробці великомодульних асиметричних зубчастих коліс враховувалося, що функція потужності різання (N, кВт) не може бути єдиним критерієм оптимальності з точки зору економії енергоресурсів. Обов'язково необхідно врахувати значення основного (t_o, хв) та допоміжного (t_d, хв) часу, оскільки на зубофрезерних верстатах під час зміни зношених пластин та підналадки фрези верстат продовжує споживати енергію [117]. Ці дві функції, залежно від мети оптимізаційного розрахунку, можуть виступати як цільові функції, так і функціональні нелінійні обмеження. Важливими критеріями оптимізації в даному випадку є функція витрати корпусів фрез (R_i, шт) и функція витрат (А) а також продуктивність праці (t_{sht}) і витрата твердосплавних пластин із зносостійким покриттям (R_c) [117]. Аналіз показує доцільність включення в математичні моделі наступного набору керованих в певному діапазоні факторів: швидкість різання, подача, глибина різання, розміри твердосплавної пластини Необхідні цільові функції, що оптимізуються за певних обмежень, які накладаються на керовані змінні, будуються з використанням статистичних даних. Межі, в яких змінюються прийняті змінні, є обмеженнями і визначаються на основі статистичних даних за певний період 117].

Ефективна потужність зубофрезерування: при нарізанні великомодульних асиметричних зубчастих коліс черв'ячними фрезами розраховується по формулі:

$$N_e = \frac{C_p v s^x m^y}{60 \cdot 1020}, \text{ кВт} \qquad (5.17)$$

де Ср- коефіцієнт; υ- швидкість різання в м/хв; S- подача на один оберт асиметричного зубчастого колеса в мм; m - модуль в мм 117].

Значення коефіцієнта Ср і показників степені наведені в табл. 5.3.

Для прикладу на (рис5.10.) показана залежність середньої потужності, що споживається верстатом Nст.ср і середніх крутних моментів Мк.ср., від швидкості різання при нарізуванні зубів m = 20 мм черв'ячною фрезою з механічним кріпленням багатогранних пластин із твердого сплаву і роздільною

схемою формоутворення в порівнянні з фрезою стандартної конструкції [117].

Таблиця 5.3 – Коефіцієнт Ср і показники степені χ і у формулі потужності різання [117]

Сталь марки									Чавун		
45			40Х			20ХН3					
Коефіцієнт и показники ступеня											
СР	х	у	СР	х	у	СР	х	у	СР	х	у
30	0,75	1,0	35	0,76	11	40	1,2	1,2	11,3	0,80	1,25

Зі збільшенням подачі середні крутні моменти збільшуються, більш інтенсивно для стандартної фрези, що, вочевидь, пов'язане з більшим зростанням товщини стружок, зрізаних вершинами крайки її зубців.

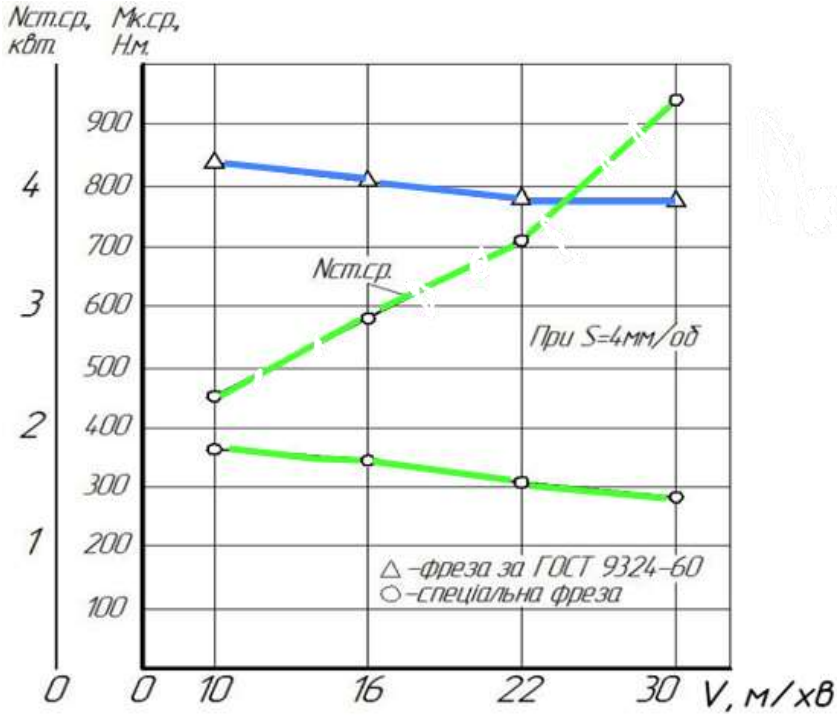


Рисунок 5.10 - Залежність серед споживаної верстатом потужності Nв.ср та середнього крутного моменту Мк.ср при зустрічному фрезеруванні фрезою з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин і фрезою стандартної конструкції зі швидкорізальноїї сталі [117]

Як видно з (рис.5.10), зі зростанням швидкості різання крутний момент

знижується. При збільшенні швидкості різання з 10 м/хв до 30 м/хв, тобто в 3 рази, середній крутний момент при роботі фрезою з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин і роздільною схемою формоутворення зменшується в середньому на 1%, а при роботі стандартною фрезою - на 4% [117]. При цьому, зі збільшенням швидкості різання значно збільшується споживана потужність верстата. Так, при 3-кратному збільшенні швидкості різання середня споживана потужність збільшилася майже в 2 рази [117].

Проаналізуємо функцію потужності зубофрезерування: (N, кВт). Оскільки модель $N = N(t, s, v)$ є нелінійною функцією декількох змінних, то для попереднього припущення про наявність точки екстремуму можна розглянути лінії рівня – проекції перетину досліджуваної поверхні площинами N=const (рис.5.11) [117].

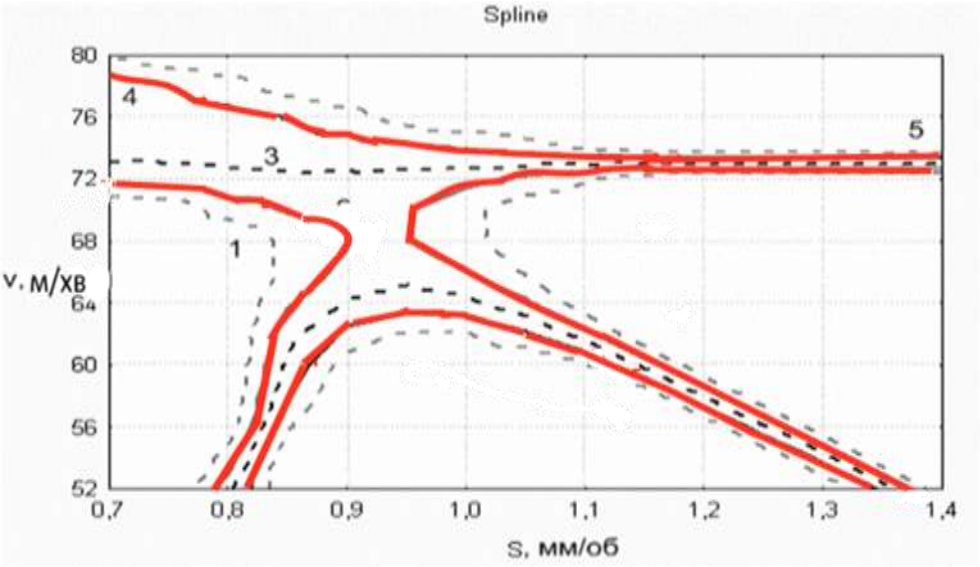


Рисунок 5.11 – Лінії впливу рівня функції потужності зубофрезерування для змінних: швидкість різання (v, м/хв) і подача (s, мм/об): 1 - N=2,3 кВт, 2 - N=2,7 кВт, 3 - N=3,0 кВт, 4 - N=3,5 кВт, 5 - N=4,2 кВт [117]

Аналіз наведених графіків показує, що в розглянутому діапазоні значень змінних можливе знаходження локальних мінімумів. Зазначені графіки можна використовувати як номограми для призначення режимів при заданому значенні

потужності зубофрезерування [117].

Відомо, що значення цільових функцій і керованих змінних у багатокритеріальних задачах оптимізації при різних безумовних мінімумах можуть значно відрізнятися. Особливо це видно при порівнянні «суперечливих» критеріїв, для яких відношення значення першого при мінімумі другого до абсолютного мінімуму першого буде максимальним. Пропонується в якості таких критеріїв розглядати наступні цільові функції: штучний час (як величина, протилежна до продуктивності праці) і потужність зубофрезерування:. Оскільки обидві розглянуті цільові функції нелінійні, то для знаходження оптимального плану задачі використовувався квазіньютонівський метод оптимізації з використанням квадратичної екстраполяції вздовж дотичного вектору в кожному одновимірному пошуку. Результати розрахунків наведені в табл. 5.4 [117].

Таблиця 5.4 – Значення показників часткових мінімумів цільових функцій [117]

№ точки	s, мм/об	v, м/хв	N, кВт	t_sht, хв	N(t_sht, хв) / N min	t_sht(N min) / t_sht min	s, %	v, %
Глибина різання t=2 мм								
1	0,9	135	2,4	64,6	2,6%	3,31%	5,3%	2,1%
	0,95	132,2	2,7	62,53				
2	0,75	145	2,1	72,1	10,4%	15,30%	21,1%	9,7%
	0,95	132,2	2,7	62,53				
3	1,00	129,5	2,9	60,6	8,4%	11,40%	16,7%	7,6%
	1,2	120,4	3,2	54,4				
4	1,1	124,6	34	57,3	7,3%	10,62%	15,4%	6,9%
	1,3	116,6	3,9	51,8				
Глибина резания t=4 мм								
1	0,75	130,4	3,8	80,2	5,6%	7,8%	11,8%	5,1%
	0,85	124,1	4,1	74,4				
2	0,9	121,3	4,4	71,9	1,9%	3,3%	5,3%	2,2%
	0,95	118,7	4,8	69,6				
3	1,00	116,3	5,1	67,5	7,6%	11,6%	16,7%	7,6%
	1,2	108,1	5,6	60,5				
4	1,1	111,9	5,9	63,8	6,9%	10,6%	15,4%	6,9%

Було розглянуто, як змінюються критерії та змінні при переході від мінімуму одного критерію до мінімуму іншого. Критерії розглядалися в порядку зниження продуктивності праці, а для графічного представлення матеріалу в якості аргументу був обраний критерій потужності різання (N, кВт). Як видно з (табл.2), що збільшення значення штучного часу на 3…15% призводить зменшення потужності різання на 3...10% [117]. З розглянутих змінних найбільш сильно впливає на значення цільових функцій подача, яка при зазначеному зменшенні потужності може зменшуватися до 21% [117]. Зміна швидкості зубофрезерування також є односпрямованою і лежить в межах 2...10%. Одночасне збільшення обох параметрів позитивно впливає на величину штучного часу, зменшуючи його, і негативно – на величину потужності зубофрезерування:.

Позначивши на кривій Парето точки безумовних мінімумів критеріїв t_{sht} і N (рис.5.12), отримуємо можливість, рухаючись уздовж цієї кривої, вибрати режим різання, який більш точно відповідає необхідним вимогам виробництва 117].

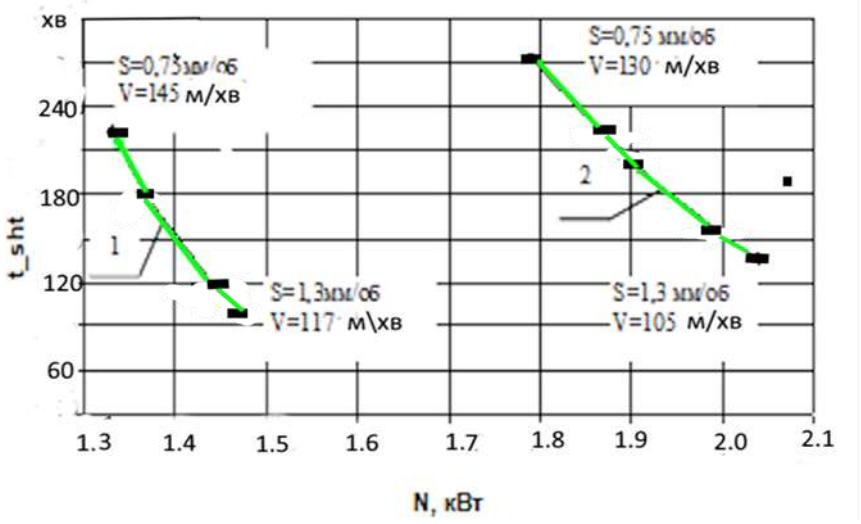


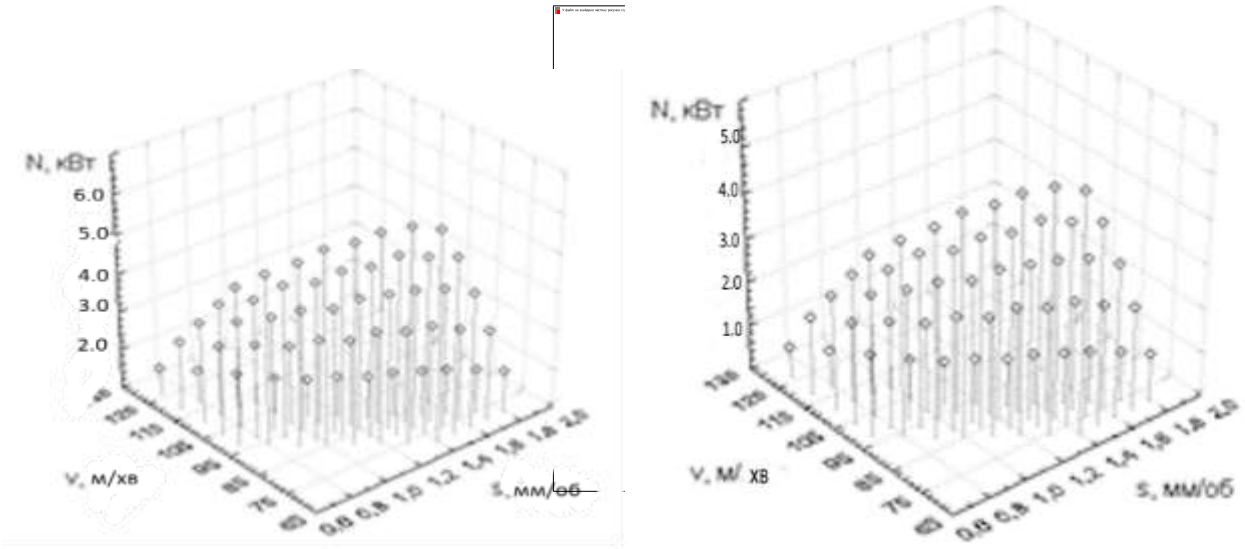
Рисунок 5.12 – Крива Парето для функцій штучного часу t_{sht} і потужності зубофрезерування: N: 1 – t = 2 мм, 2 – t = 4 мм [117]

Можна бачити, що при підвищенні продуктивності праці значення подачі зростає в розглянутому діапазоні від найменшої до найбільшої для різних глибин

різання (t=2 мм і t=4 мм). При зменшенні значення потужності різання, вочевидь, зростає швидкість різання: від 117 м/хв до 145 м/хв при t=2 мм і 105-130 м/хв при t = 4 мм [117].

Наступним етапом досліджень був аналіз процесу чорнового зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс, при якому ріжуча крайка інструменту піддається складним впливам механічних і теплових навантажень. Традиційно вважалося, що при знятті великих перерізів зрізу необхідно підвищувати подачу при одночасному зменшенні швидкості різання.

Були проаналізовані статистичні дані спостережень за процесом обробки при чорновому зубофрезеруванні фрезами зі спеціальними твердосплавними пластинами, на які нанесено зносостійке покриття GC 4025, що складається з шару Al_2O_3, $Ni(CN)$, і зносостійкого шару TiN [117]. Загальна товщина покриття становить 12 мкм. Основа сплаву має високу твердість з підвищеним вмістом кобальту, що збільшує навантажувальну міцність різальної крайки. При обробці конструкційних сталей глибина різання становила t = 2- 4 мм, а подача s = 0,7- 1,8 мм/об. Аналіз показав, що в певній області подач і швидкостей різання залежності N(s,v) мають згини (рис.5.13), що вказує на нелінійний вплив значень режимів на потужність зубофрезерування [117]:



а) б)

Рисунок 5.13 – Залежності значення потужності різання від подачі а – глибина різання t=4мм; б – глибина різання t=2мм [117]

Таблиця 5.5 – Вибір режимів фрезерування: для чорнової обробки асиметричних зубчатих коліс [117]

Подача (s, мм/об)	1,1	1.2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1.9	2.0
Швидкість різання (v, м/хв)	111	104	98	94	89	86	82	79	75	71
Потужність різання (N, кВт)	2,8	3,1	3,2	3,8	3,9	4,0	4,2	4,5	4,6	4,3

Важливим є можливість варіювання значень режимів зубофрезерування: за умови незмінності значення потужності різання. Для цього для функції N(t,s,v) використовувався розрахунок норм заміщення факторів:

$$h_{ij} = -\frac{a_j}{a_i}\frac{\overline{X_i}}{\overline{X_j}} \ (i, j = 1,2,3) \tag{5.18}$$

Для розглянутого окремого випадку ($N = 0{,}02ts^{0,7}v^{1,04}$ при t=2мм) ці норми становлять:

$$h_{ts} = -15{,}2,\ h_{st} = -0{,}07,$$
$$h_{tv} = -0{,}29,\ h_{vt} = -3{,}42,$$
$$h_{sv} = -0{,}02,\ h_{vs} = -52{,}03.$$

Обчислені норми заміщення показують, що варіювання значень режимів зубофрезерування можливе в парі: при збільшенні глибини різання на 1 мм швидкість можна зменшити на 0,29 м/хв при збереженні значення потужності. Встановлено, що при глибині різання t=2 мм, для зменшення потужності різання на10% подача повинна бути зменшена на 21%, а швидкість різання збільшена на 10% (при t = 4 мм відповідні значення складуть 7,6%; 16,7%; 7,6%).’Тобто зі зростанням глибини різання відбувається менше зменшення потужності різання.

Це вказує на доцільність використання твердосплавних пластинок з

покриттями, які дозволяють працювати з меншою подачею і більшою швидкістю різання. Побудовано криві Парето, які дозволяють вибрати «компромісні» режими зубофрезерування:, відмінні від режимів при абсолютних мінімумах розглянутих критеріїв. Отримані результати дослідження можуть використовуватися на практиці для розроблення енергоефективних технологічних процесів зубофрезерування на сталевих та чавунних заготовках коліс. Застосування спеціальних пластин із твердого сплаву GC 4025 дозволяє збільшити швидкість різання в 1.5 рази під час чорнового зубонарізання коліс.

5.4 Висновки по п’ятому розділу

1. Досліджено вплив особливостей конструктианих рішень спеціальних черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин та режимів зубофрезерування при формоутворенні великомодульних асиметричних зубчастих коліс на динамічні характеристики технологічної системи. Циклічні зміни осцилограми крутного моменту $M_{кр.}$ фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин показують про плавность процесу різання та меншу силу різання при зубофрезеруванні. У фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин в 1,5 рази більше різальних пластин розташовано вздовж довжині одного витка, ніж у цільної фрези із швидкорізальної сталі , тому за один оберт фрези крутний момент $M_{кр.сер}$ змінюється частіше, а періоди відсутності процесу різання є значно меншими.

2. При зубофрезеруванні великомодульних зубчастих вінців рудорозмельних млинів з високолегованих сталей на поверхні твердосплавної багатогранної пластини з криволінійною передньою поверхнею на збірній черв'ячній модульній фрезі виникаюча температура визначає продуктивність обробки, стійкість твердосплавної пластини і елементів збірної фрези. Тому розгляд закономірностей розподілу теплових потоків при фрезеруванні великомодульних зубчастих вінців збірними черв'ячними фрезами і знятті

великих перерізів зрізу має велике значення для розуміння фізичної сутності процесу різання. Розроблена математична модель дозволяє прогнозувати при заданих режимах різання розподіл теплових потоків і температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець.

3. Для впровадження енергозберігаючих технологій на виробництві спочатку необхідно дослідити технологічні фактори, що визначають енергоспоживання, і на цій основі, побудувати оптимізаційні моделі енергоефективності процесу зубофрезерування. Реалізація такого підходу вимагає використання не одного, а декількох критеріїв, що впливають на ефективність зубофрезерування. Виділено найбільш істотні з них – наведені витрати (А), продуктивність праці (t_{sht}), витрата твердого сплаву (R_c), потужність різання (N) [117]. Включення в систему цільових функцій потужності різання дозволяє призначати оптимальні режими процесу зубообробки, що мінімізують в певних межах енерговитрати.

4. Створено теоретичну модель процесу різання під час фрезерування зубчастих коліс, засновану на узагальненому енергетичному критерію що стало науковою основою для розробки методики розрахунку і теоретичного визначення оптимальних режимів зубофрезерування черв’ячними модульними фрезами з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин і зносостійкими покриттями.

5. Запропоновано регламент вибору і призначення параметрів обробки при фрезеруванні великомодульних асиметричних зубчастих коліс який забезпечує :

– підвищення продуктивності в 1.5 рази при максимальній стійкості фрези;

– формоутворення заданих параметрів циліндричних АЗК за максимальної оброблюваності;

– високу надійність фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин під час обробки великомодульних АЗК.

ВИСНОВКИ ПО РОБОТІ

1 Встановлено, що для зубчастих передач з постійним навантаженим зачепленням в одному напрямку особливу роль відіграє зона контакту, яка визначає рівень експлуатаційної надійності при високих навантаженнях, тому для робочого профілю зуба колеса рекомендується застосовувати більший кут тиску, для неробочого профілю – менший. Коефіцієнт асиметрії зубчастої передачі K визначає вирівнювання накопичення контактних напружень у поверхневому шарі зуба, який залежить від кількості циклів навантаження на асиметричну поверхню зуба колеса та забеспечує меньші ударні навантаження під час входу в зачеплення.

2. З метою поліпшення умов чистової обробки великомодульних асиметричних зубчастих коліс та забезпечення оптимального припуску на зубі колеса під шліфування, розроблено алгоритм визначення оптимальних розмірів профілю черв'ячних фрез із протуберанцем з метою забезпечення сприятливих умов чистової обробки за рахунок нерівномірного розподілу припуску: більшим біля вершини, меншим біля ніжки зуба.

3. Розроблено алгоритм виготовлення великомодульних асиметричних зубчастих коліс з урахуванням параметрів стану робочих поверхонь, точності форми зуба колеса, що забезпечують задані експлуатаційні властивості, а отже, високу надійність вузлів редукторів рудорозмельних млинів та передаточних механізмів.

4. Доведено, що пластичне деформування під час зубофрезерування змінюється в процесі формоутворення робочих поверхонь асиметричних зубчастих коліс та залежить від особливостей обробки і геометрії різадьного леза збірної фрези і розглядається з урахуванням кінематики руху інструмента й умов формоутворення. З урахуванням проведених експериментальних досліджень щодо забезпечення формоутворення поверхневого шару під час обробки асиметричних зубчастих коліс необхідно враховувати особливості фізичних процесів при зубофрезеруванні та режимів обробки.

5. На основі особливостей формоутворення зубчатих коліс з асиметричним профілем, виходячи із системного підходу визначені основні принципи інструментального забезпечення та запропоновано конструктивні варіанти збірних фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин для нарізання великомодульних зубчастих коліс на важких високоавтоматизованих гнучких комплексах з урахуванням особливостей обробки

6. Досліджено вплив особливостей конструктианих рішень спеціальних черв'ячних модульних фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин та режимів зубофрезерування при формоутворенні великомодульних асиметричних зубчастих коліс на динамічні характеристики технологічної системи. Циклічні зміни осцилограми крутного моменту $М_{кр.}$ фрез з механічним кріпленням багатогранних твердосплавних пластин показують про плавность процесу різання та меншу силу різання при зубофрезеруванні. У фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин в 1,5 рази більше різальних пластин розташовано вздовж довжини одного витка, ніж у цільної фрези із швидкорізальної сталі , тому за один оберт фрези крутний момент $М_{кр.сер}$ змінюється частіше, а періоди відсутності процесу різання є набагато меншими.

7. Доведено що, при фрезеруванні великомодульних асиметричних зубчастих вінців рудорозмельних млинів з високолегованих сталей на поверхні твердосплавної багатогранної пластини з криволінійною передньою поверхнею на збірній черв'ячній модульній фрезі виникаюча температура визначає продуктивність обробки, стійкість твердосплавної пластини і елементів збірної фрези. Розроблена математична модель дозволяє при фрезеруванні великомодульних зубчастих коліс збірними фрезами і знятті великих перетинів зрізу прогнозувати розподіл теплових потоків і температуру в системі: стружка – твердосплавна пластина збірної черв'ячної фрези – зубчастий вінець.

8. Для впровадження енергозберігаючих технологій на виробництві спочатку необхідно дослідити технологічні фактори, що визначають енергоспоживання, і на цій основі, побудувати оптимізаційні моделі енергоефективності процесу зубофрезерування. Реалізація такого підходу

вимагає використання не одного, а декількох критеріїв, що впливають на ефективність зубофрезерування – наведені витрати, продуктивність праці, витрата твердого сплаву, потужність різання. Включення в систему цільових функцій потужності різання дозволяє призначати оптимальні режими процесу зубообробки, що мінімізують в певних межах енерговитрати.

9. Запропонований регламент вибору інструменту і призначення оптимальних режимів обробки при зубофрезеруванні великомодульних асиметричних зубчастих коліс дозволяє забезпечити:

– підвищення продуктивності в 1.5 рази при максимальній стійкості фрези;

– формоутворення заданих параметрів циліндричних АЗК за максимальної оброблюваності;

– високу надійність фрез з механічним кріпленням багатогранних пластин під час обробки великомодульних АЗК.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Охріменко О.А. Аналіз та особливості сучасних САПР черв'ячних фрез // Вісник СумДУ. Серія «Технічні науки». – 2013. – № 1.– С.145–153.

2. Straka R., Peterka J. Machined surface roughness and tool wear from prepared tool geometry // Machine and Industrial Design. – 2022. – P.91–99.

3. Shapovalov V., Klochko O., Hasanov M. Optimizing the Technology of Reconditioning Large High Precision Gear Rims // Innovative Technologies and Scientific Solutions for Industries. – 2018. – P.59–64.

4. Охріменко Р.А. Формоутворення прямозубих зубчастих коліс конічними черв'ячними фрезами // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. – 2015. – №12.

5. Nguyen N.-T., Hoang T. Analysis of tool wear and surface roughness in high speed milling of Al6061 // EUREKA: Physics & Engineering. – 2021. – P.77–83.

6. Охріменко О.А., Камчатна-Степанова К.В., Клочко Л.В., Пермяков Є.Є., Іванченко В.В., Мироненко О.Є. Аналітичний підхід прогнозування стану міцнісних параметрів асиметричних зубчастих коліс // Вісник НТУУ «ХПІ». Серія «Технології в машинобудуванні». – 2023. – №2(8). – С.126–133.

7. Клочко О.О., Юрчишин О.Я., Охріменко О.А., Семінська Н.В. Функціональний зв'язок умов обробки з параметрами стану поверхні зубів рейок // Mechanics and Advanced Technologies. – 2019. – № 3(87). – С.91–99.

8. Пермяков О.А. Синтез технологічних параметрів високопродуктивної обробки зубчастих рейок спареними фрезами / О.А. Пермяков, О.О. Клочко, Ю.О. Синица // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2017. – № 17 (1239). – С. 71–77. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2079-004X

9. Охріменко О.А. Загальні основи теорії проектування черв'ячних фрез : дис. д-ра техн. наук. – Київ : НТУУ «КПІ», 2015. – 323 с.

10. Равська Н.С., Охріменко О.А. Умови не підрізання профілю зубчастих коліс при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами // Вісник НТУУ «КПІ».

Машинобудування. – 2014. – № 2(71). – С.18–25.

11. Охріменко О.А., Грущина О.О., Півень Л.В., Скидан Н.П. Технологічні умови підвищення ступеня зміцнення циліндричних зубчастих коліс // Вісник НТУУ «ХПІ». Серія «Технології в машинобудуванні». – 2020. – №2. – С. 28–34.

12. Bergstedt E., Lin J., Olofsson U. Influence of gear surface roughness on pitting and micropitting life // Proc. Inst. Mech. Eng. Part C. – 2020. – P.291–298.

13. Клочко О.О., Камчатна-Степанова К.В., Охріменко О.А., Манохін А.С. Динаміка процесу різання при зубофрезеруванні шевронних коліс // Вісник ХПІ. – 2022 – №1. (5) DOI: 10.20998/2079-004X.2022.1(5).06

14. Heumann O. Machinery’s Handbook. – 30th ed. – New York : Industrial Press, 2020. – P.1124–1130.

15. Wojciechowski S., Chodnicki B., Maruda R. W. Influence of cutting-edge radius on ploughing effect during face milling of aluminum alloy // arXiv preprint. – 2024. – P.76–82.

16. Michalski J., Skoczylas L. Analytical and experimental study on gear tooth topography // Production Engineering Archives. – 2015. – P.33–39.

17. Kundrák J., Nagy A., Markopoulos A. P. Surface integrity in hard machining with geometrically defined cutting edge // Cutting & Tools in Technological System. – 2020. – P.101–108.

18. О. А. Охріменко, О. Ю. Заковоротний, Є. В. Мироненко, К. В. Камчатна-Степанова, Л. В. Клочко, С. С. Глушко, Є. О., Пермяков, В. С.Федоренко. Шляхи підвищення ефективності швидкісної зубообробки загартованих крупномодульних зубчастих коліс. SSN 2079-004X(Print), ISSN 2786–7587 (Online), № 1 (11), 2022

19. Грицай, І. Є. Вільшанецький В. І. Удосконалення технології виготовлення зубчастих коліс на основі нового методу зубонарізання // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут», Збірник наукових праць. Харків:НТУ «ХПІ». – 2011. – С.44-52

20. Грицай, І. Є. Громнюк С. І. Підвищення ефективності процесу

нарізання зубчастих коліс на основі радіально-обертового методу в умовах обкочування // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць Донбаської державної машинобудівної академії. – Краматорськ, 2013. Вип. 32. – С.226–229..

21. Гасанов М.І., Пермяков О.А., Клочко О.О., Шелковой О.М. Нова стратегія відновлення зубчастих вінців // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» : Серія: Технології в машинобудуванні, № 2 2020 – С. 2–9.

22. А.А. Пермяков, Клочко, Н.Р. Веселовская, Ю.А.Синица. Технологическое обеспечение повышения париетров точности и качества зубчастых реек тяжелых станков с ЧПУ // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» : Серія: Технології в машинобудуванні, № 6 2018. – С. 72–77.

23. Клочко О.О., Заковоротний О.Ю., Набока О.В., Главчева Ю.М., Євсюкова Ф.М. Сучасний підхід до технолгічного забеспечення виготовлення зубчастих коліс та адмтивніАМ-технології// Вісник НТУ «ХПІ». 2024. №1 (9) – С.82–90

24. Тимофеев, Ю. В., Шелковой О. М., Клочко О. О. Дослідження динаміки зубофрезерування великомодульних загартованих коліс // Вісник Інженерної академії України. – 2011. – № 3. – С. 99–103

25. Спеціальні технології зубообробки великомодульних загартованих коліс : монографія // Ю. В. Тимофєєв, В. Ф. Шаповалов, А. А. Клочко, Є.В..Мироненко, В.В. Трунов, О.Є Мироненко– Краматорськ : ДДМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9.

26. Клочко О.О., Гасанов М.І., Заковоротний О.Ю., Майборода В.С., Охріменко О.А.,Федоренко В. Технологічні передумови деформації і рушення зрізуємого шару при швидкісноиу зубофрезеруванні загартованих циліндричних зубчастих коліс на основі атомного підходу. Вісник НТУ «ХПІ». 2022.№1 (5).02 – С.10–20 DOI: 10.20998/2079-004X.2022.1(5).02

27. Клочко О.О, Анциферова О.О., Лисиця Д.О., Камчатна-Степанова

К.В., АнциферовaО.В. Технологія ремонту та відновлення крупномодульних загартованих зубчастих коліс методом високошвидкісної лезової обробки. The 6th International scientific and practical conference “Dynamics of the development of world science” (February 19-21, 2020) Perfect Publishing, Vancouver, Canada. 2020. 1324 p ISBN 978-1-4879-3791-1.

28. Goran Vukelica, D. Pastorcicb, G. Vizentin Failure analysis of a crane gear shaft /ScienceDirect /25th International Conference on Fracture and Structural Integrity / Procedia Structural Integrity 18 (2019),p. 406–412.

29. Adis J. Muminovic, Adil Muminovic, Elmedin Mesic, Isad Saric, Nedim Pervan Spur Gear Tooth Topology Optimization: Finding Optimal Shell Thickness for Spur Gear Tooth produced using Additive Manufacturing TEM Journal. Volume 8, Issue 3, Pages 788-794, ISSN 2217-8309, DOI: 10.18421/TEM83-13, August 2019. / P.788-794

30. Kalathur Kumar1, Dr.S.Arul2, Dr.G.Sriram3, Dr.V.N.Mani4, V.Prathap Kumar Investigating of pitting formation on gear tooth and evaluating life time of gears using sem /International journal of current engineering and scientific research (ijcesr), / issn (print): 2393-8374, (online): 2394-0697, volume-3, issue-6, 2016 p.96-103.

31. G. Li, Z. Wang, A. Kubo, Error-sensitivity analysis for hypoid gears using a real tooth surface contact model, Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci. 231 (3) (2017) 507–521.

32. Ramadani, R., Belsak, A., Kegl, M., Predan, J., & Pehan, S. (2018). Topology optimization based design of lightweight and low vibration gear bodies. International Journal of Simulation Modelling, 17(1), 92-104.

33. Gołębski, R., & Ivandic, Z. (2018). Analysis of Modification of Spur Gear Profile. Tehnicki Vjesnik, 25(2), 643-648.

34. M. Ciavarella, On the significance of asperity models’ predictions of rough contact with respect to recent alternative theories, ASME J. Tribol. 139 (2017) 021402–1-11.

35. L. Chang, Y.R. Jeng, P.Y. Huang, Modeling and analysis of the meshing losses of involute spur gears in high-speed and high-load conditions, ASME J. Tribol.

135 (1) (2013) 1–11 Art. no. 011504.

36. A Diez-Ibarbia, A. Fernandez-Del-Rincon, P. Garcia, A. De-Juan, Assessment of load dependent friction coefficients and their influence on spur gear efficiency, Meccanica 53 (1–2) (2018) 425–445.

37. A. Clarke, H.U. Jamali, K.J. Shariff, H.P. Evans, B. Shaw, Effects of profile errors on lubrication performance of helical gears, Tribol. Int. 111 (2017) 184–191.

38. Юрчишин О,Я., Півень Л.В., Скідан Н.П., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є., Юрьєв М.В. Функціональний зв'язок умов обробки з параметрами стану поверхні зубів рійок. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2023. – № 1 (7) 2023. – С. 22–28. – ISSN 2079-004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.1(7).

39. Kapelevich A. Direct Design of Asymmetric Gears: Approach and Application // Proceedings of MPT 2009 – Sendai, May 13-15, 2009, Matsushima Isles Resort, Japan. – 5p.

40. Kapelevich A., Shechtman Yu. Area of existence of involute gears // Proceedings of the 3rd International Conference "Power Transmissions′09". Editor: Athanassios Mihailidis. – Pallini Beach Hotel, Kallithea, Greece, 1–2 Oktober, 2009. – P.3–8.

41. Камчатна-Степанова К.В., Скоркін А.О., Півень Л.В., Антоненко Я.С., Мироненко О.Є. Співвідношення сумарних периметрів одночасно ріжучих зубів стандартних фрез і фрез із роздільною схемою формоутворення шевронних коліс// Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали 20-ї Міжнар. наук.-техн. конф., 01-03 вересня 2022 р., Краматорськ – Тернопіль / – Електрон. текст. дані. – Краматорськ : ДДМА, 2022 С. 79. ISBN 978-617-7889-20-4.

42. Нежебовський В.В., Бережний Р.А., Пермяков О.А., Клочко О.О., Рябченко С.В., Устиненко О.В. Системи параметрів стану робочих поверхонь і

точності розмірів циліндричних загартованих зубчастих коліс очисного комбайну УКД200-500 нового покоління 2079–004X. Вісник НТУ «ХПІ». 2022.№2 (6)

43. Magomed Hasanov, Alexander Klochko, Vadim Horoshaylo, Borys Vorontsov, Anton Ryazantsev Duplex Scheme of the Technological Impact of the Provision of Operational Properties of a Hardened Large Module Gears // Int. J. of Integrated Engineering Vol. 14 No. 6 (2022) p. 55-62, http://penerbit.uthm.edu.my/ojs/index.php/ijie, ISSN : 2229-838X e-ISSN : 2600-7916 (Skopus).

44. Klochko, O., Okhrimenko, O., & Shapovalov, M. (2021). Initial instrumental surface of modular millings on the basis of one-band hyperboloid for the manufacture of gear wheeled wheels. Mechanics and Advanced Technologies, 5(3), 374–380. https://doi.org/10.20535/2521-1943.2021.5.3.250168.

45. Halchuk T. N., Povstyanoy O. Y., Bembenek M., Valetskyi B. P., Polinkevych R. M., Smetjukh B. V. An impact of technological factors on the kinematic accuracy of cylindrical gear wheels during machining. Journal of Engineering Sciences (Ukraine), Vol. 12(1), pp. B11–B18 DOI: 10.21272/jes.2025.12(1).b2 https://doi.org/10.21272/jes.2025.12(1).b2

46. Охрименко О.О., Грущина Е.А., Півень Л.В., Скидан Н.Н. Повышение степени упрочнения цилиндрических зубчатых колес. Вісник Національного технічного університету «ХПІ» Серія: Технології в машинобудуванні, № 2 2020 ISSN 2079-004X (print) DOI: 10.20998/2079-004X.2020.2.05.

47. Мироненко О.Є. Профіліювання черв’ячних фрез з протуберанцем для обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XXIII Міжнародної науково-технічної конференції 28 – 31 травня 2025 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ-Тернопіль: ДДМА, 2025. – С. 147–149. ISBN 978-617-7893-02-7.

48. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Вибір параметрів асиметричних передач для редукторів у важкому машинобудуванні. // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали Міжнародної

XXI науково-технічної конференції 20 – 22 червня 2023 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ–Тернопіль: ДДМА, 2023. – С. 83–85. – ISBN 978-617-7889-45-7

49. .Васильченко Я.В. Мироненко О.Є Підвищення міцності привідних шестерен безпілотних літальних апаратів. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2025. – №1 (11) 2025. – С. 47–52. – ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01

50. Охрименко О.О., Камчатна–Степанова К.В., Клочко Л.В., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є., Іванченко В.В. Аналітичний підхід прогнозування стану міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2023. – №2 (8) 2023. – С. 126–133. – ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01.

51. Vasilko K. Theory and practice of chip machining. – Пряшів (Словаччина), 2009. – P. 213–221.

52. Tlusty J. Manufacturing processes and equipment. Upper Saddle River : Prentice Hall, 2000. 500 p.

53. Altintas Y. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. 2nd ed. Cambridge : Cambridge University Press, 2012. 366 p.

54. Budak E. Analytical models for milling dynamics // Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2006. Vol. 128, No. 3. P. 697–705.

55. Insperger T., Stepan G. Semi-discretization method for delayed systems // International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2002. Vol. 55. P. 503–518.

56. Litvin F. L., Fuentes A. Gear geometry and applied theory. Cambridge : Cambridge University Press, 2004. 800 p.

57. Klocke F. Manufacturing processes 1: cutting. Berlin : Springer, 2011. 504 p.

58. Guo Y. B., Liu C. R., Shi J. Mechanistic force modeling for gear hobbing // Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2010. Vol. 132, No. 4.

59. Li Z., Wang S., Liu J. Dynamic modeling and vibration analysis of gear hobbing process // Journal of Sound and Vibration. 2014. Vol. 333. P. 6351–6366.

60. Zhou Y., Ding H. Chatter stability of gear hobbing considering time-varying parameters // Mechanical Systems and Signal Processing. 2017. Vol. 85. P. 155–170.

61. Wang J., Altintas Y. Chatter stability of gear hobbing // CIRP Annals – Manufacturing Technology. 2019. Vol. 68, No. 1. P. 361–364.

62. Insperger T., Stepan G. Stability of milling with periodic delay // Journal of Vibration and Control. 2004. Vol. 10. P. 921–938.

63. Zatarain M., Muñoa J., Insperger T. Time domain simulation of milling chatter // CIRP Annals – Manufacturing Technology. 1998. Vol. 47, No. 1. P. 365–370.

64. Uhlmann E., Hübert C., Brüggemann A. Finite element modeling of gear hobbing dynamics // CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. 2016. Vol. 14. P. 23–30.

65. Tlusty J., Ismail F. Special aspects of chatter in milling // Journal of Engineering for Industry. 1981. Vol. 103. P. 123–128.

66. Li X., Zhao H., Chen Z. Experimental investigation of vibration in gear hobbing // Measurement. 2018. Vol. 125. P. 251–260.

67. Schmitz T., Smith K. Machining dynamics: frequency response to improved productivity. New York : Springer, 2009. 330 p.

68. Кравченко В. М. Теорія різання матеріалів. Київ : Вища школа, 1990. 350 с.

69. Кальченко В. І. Динаміка металорізальних верстатів. Харків : Прапор,

1995. 400 с.

70. Кальченко В. І., Кальченко О. В. Кінематика та точність зубофрезерування циліндричних зубчастих коліс. Харків : Політехніка, 2001. 220 с.

71. Grze k, W., Re h, J., & Żak, K. (2014). Deter at f fr t eta utt g w th t wear and flank face effects. Wear, 317(1–2), 8–16 https://doi.org/10.1016/j.wear.2014.05.003.

72. Sagapuram, D., Yeung, H., Guo, Y., Mahato, A., M'Saoubi, R., Compton, W. D., Trumble, K. P., & Chandrasekar, S. (2015). On control of flow instabilities in cutting of metals. CIRP Annals, 64(1), 49– 52. https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.059.

73. Melkote, S., Grzesik, W., Outeiro, J., Rech, J., Schulze, V., & Attia, H. (2017). Advances in material and friction data for modelling of metal machining. *CIRP Annals*, *66*(2), 731–754.

74. Denguir, L. A., Outeiro, J. C., Fromentin, G., Vignal, V., & Besnard, R. (2016). Orthogonal cutting simulation of OFHC copper using a new constitutive model considering the state of stress and the microstructure effects. *Procedia CIRP*, *46*, 238–241 https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.03.208.

75. Fox-Rabinovich, G., Gershman, I. S., Locks, E., Paiva, J. M., Endrino, J. L., Dosbaeva, G., & Veldhuis, S. (2021). The relationship between cyclic multi-scale self-organized processes and wearinduce surface phenomena under severe tribological conditions associated with buildup edge formation. d *Coatings*, *11*(8), 1002. https://doi.org/10.3390/coatings11081002.

76. Zhang, W., Weng, J., Zhuang, K., et al. (2022). Modeling of contact stress and tool-based frictional forces considering edge effect in cutting Ti-6Al-4V. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 118, 2405–2418. https://doi.org/10.1007/s00170-021-08103-1.

77. Priest, J., Ghadbeigi, H., Ayvar-Soberanis, S., & Liljerehn, A. (2021). Effects of coefficient of friction coupled with a deformation dependent friction model in cutting simulations. Procedia CIRP, 102, 429–434. https://doi.org/10.1016/

j.procir.2021.09.073.

78. Haddag, B., Atlati, S., Nouari, M., et al. (2015). Analysis of the heat transfer at the tool– workpiece interface in machining: determination of heat generation and heat transfer coefficients. Hea and Mass Transfer, 51(10), 1355–1370. https://doi.org/10.1007/s00231-015-1499-1.

79. Wang, B., Liu, Z., Hou, X., & Zhao, J. (2018). Influences of cutting speed and material mechanical properties on chip deformation and fracture during high-speed cutting of Inconel 718. Materials, 11(4), 461. https://doi.org/10.3390/ma11040461.

80. О. А. Гончаров, Д. О. Білоус, А. М. Юнда, О. В. Хоменко, Є. В. Міроненко, Л. В. Васильєва,С. А. Гончарова. Процеси теплоперенесення в багатошарових нанокомпозитних системах під час різання Наносистеми, наноматеріали, нанотехнології Nanosistemi, Nanomateriali, Nanotehnologii 2022, т. 20, № 2, сс. 385–422 (Інститут металофізики ім. Г. В. Курдюмова НАН України) https://www.imp.kiev.ua/nanosys/media/pdf/2022/2/nano_vol20_iss2_p0385p0422_2022.pd.

81. .Shatskyi, I., Makoviichuk, M., Ropyak, L., & Velychkovych, A. (2023). Analytical model of deformation of a functionally graded ceramic coating under local load. Ceramics, 6(3), 1879–1893. https://doi.org/10.3390/ceramics6030115.

82. Shatskyi, I., Makoviichuk, V., Lazariev, I., & Ropyak, L. (2025). Response of functionally gradient ceramic coating on abrasive action. Structural Integrity and Life, 25(3), 399–404. https://doi.org/10.69644/ivk-2025-03-0399.

83. Li, Y., et al. (2019). Cutting performance evaluation of the coated tools in high-speed milling of AISI 4340 steel. Materials, 12(19), 3266. https://doi.org/10.3390/ma12193266.

84. Brito, R. F., et al. (2009). Thermal analysis in coated cutting tools. *International* Communications in Heat and Mass Transfer, 36, 314–321.f frictional contact of shells with deformable filler]. Fakel [in Ukrainian.

85. Stupnytskyy, V., Xianning, Sh. "Comparative Analysis of Simulation Results of Hard-to-Cut Materials Machining by Coated Cutting Tools", Strojnícky časopis – Journal of Mechanical Engineering 70 (2), pp. 153 – 166, **2020**. DOI:

10.2478/scjme-2020-0028.

86. Vorontsov, B., Pasichnyk, V., Lashyna, Y. "Interactive Control of the Teeth Gear Shap-ing in the Cutting Tools Design", Advances in Gear Theory and Gear Cutting Tool Design. Editors Stephen P. Radzevich, Michael Storchak. Springer Cham., pp. 205 – 231, 2022. DOI: 10.1007/978-3-030-92262-7.

87. Antonyuk, V., Barandych, K., & Vysloukh, S. (2021). Multicriteria Optimization of the Part's Finishing Turning Process Working in the Conditions of Alternating Loadings. Lecture Notes in Mechanical Engineering, Springer, Cham, 491–501. https://doi.org/10.1007/978-3-030-68014-5_48.

88. Astakhov, V. P. (2006). Tribology of Metal Cutting. 1st Edition, Elsevier Science, 52, 392 p. ISBN: 9780444528810. URL: https://www.sciencedirect.com/bookseries/tribology-and-interface-engineering-series/vol/52/suppl/C.

89. Bembenek, M., Dzienniak, D., Dzindziora, A., Sułowski, M., & Ropyak, L. (2023). Investigation of the Impact of Selected Face Milling Parameters on the Roughness of the Machined Surface for 1.4301 Steel. Advances in Science and Technology Research Journal, 17(4), 299–312. https://doi.org/10.12913/22998624/170422.

90. Don taylor, G., Taha, H. A., & Chowning, K. M. (1997). A heuristic model for the sequence-dependent lot scheduling problem. Production Planning & Control, 8(3), 213–225. https://doi.org/10.1080/095372897235262.

91. Halchuk T. N., Povstyanoy O. Y., Bembenek M., Valetskyi B. P., Polinkevych R. M., & Smetjukh B. V. (2025). An impac of technological factors on the kinematic accuracy of cylindrical gear wheels during machining. Journal of Engineering Sciences (Ukraine), 12(1), B11–B18. https://doi.org/10.21272/jes.2025.12(1).b2.

92. Havrysh, A. P., Roik, T. A., Kyrychok, P. O., Zyhulia, S. M., & Vitsiuk, Yu. Yu. (2015). Optymizatsiia protsesu tonkoho shlifuvannia znosostiikykh kompozytnykh detalei obertannia polihrafichnykh mashyn po chyslu operatsii. [Optimization of the process of fine grinding of wear-resistant composite parts of

printing machine rotations by the number of operations.]. Tekhnolohiia i tekhnika drukarstva. (4(50), 92–104 (in Ukrainian). https://doi.org/10.20535077-7264.4(50).2015.65703.

93. Hrytsay, I., & Stupnytskyy, V. (2023). Hob wear prediction based on simulation of friction, heat fluxes, and cuttin temperature. Archive of Mechanical Engineering, 70(2), 271–286. https://doi.org/10.24425/ame.2023.145582

94. Hrytsay, I., Stupnytskyy, V., & Slipchuk, A. (2023). Simulation of a Power Skiving Gear Cutting Process. Strojnicky Casopis, *73*(1), 103–116. https://doi.org/10.2478/scjme-2023-0008.

95. Jawahir, I. S., Brinksmeier, E., M'Saoubi, R. Aspinwall, D. K., Outeiro, J. C., Meyer, D. Jayal, A.D. (2011). Surfac integrity in material removal processes: Recent advances. CIRP Annals, *60*(2), 603–626. https://doi.org/10.1016/je cirp.2011.05.002.

96. Klochko, A., Basova, Y., Gasanov, M., Zakovorotnyi, A., Fedorenko, V., Myronenko, O., Protasov, R. (2023). Scientific Basis for the Substantiation of Process Regulations for the Micro-Cutting Of Hardened Gears. Strojnicky Casopis, *73*(2), 83–92. https://doi.org/10.2478/scjme-2023-0023.

97. Klymenko, H. P., Kovalov, V. D., Vasylchenko, Ya. V., Shapovalov, M. V., & Shcherbakova, A. Yu. (2022). Optymizatsiia rezhymiv rizannia na vazhkykh verstatakh. [Optimization of cutting modes on heavy machine tools]. Visnyk Natsionalnoho tekhnichnoho universytetu "KhPI". Ser.: Tekhnolohii v mashynobuduvanni: zb. nauk. pr. Kharkiv, NTU "KhPI", (2 (6), 43–48 (in Ukrainian). https://doi.org/10.20998/2079-004X.2022.2(6).06.

98. Kostyk, K.O., Kostyk, V.O., & Kovalov, V.D. (2021). Strengthening the surface layer of tools with state-of-the-art technologies. Progress in Physics of Metals, 22(1), 78–102. https://doi.org/10.15407/ufm.22.01.078.

99. Kovalov, V., Klymenko, G., Vasylchenko, Y., Shapovalov, M., Sherbakova A., & Kovalenko A. (2024). Method of increasing reliability of cutting tools for heavy machine tools. Procedia Structural Integrity, 59, 779–785. https://doi. org/10.1016/j.prostr.2024.04.111.

100. Kusyi, Y., Stupnytskyy, V., Kostiuk, O., Onysko, O., Dragašius, E., Baskutis, S., & Chatys, R. (2024). Control of the parameters of the surface layer of steel parts during their processing applying the material homogeneity criterion. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, 26(3), 187794. https://doi.org/10.17531/ein/187794.

101. Kusyi, Y., Stupnytskyy, V., Onysko, O., Dragašius, E., Baskutis, S., & Chatys, R. (2022). Optimization synthesis of technological parameters during manufacturing of the parts. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability24(4), 655–667. https://doi.org/10.17531/ein.2022.4.6.

102. Maietnyi, M. I. (2025). Metodolohichni pidkhody do optymizatsii rezhymiv rizannia pry obrobtsi zahartovanykh stalei. [Methodological approaches to optimizing cutting modes when machining hardened steels.]. Akademichni vizii, (44), 1–10 (in Ukrainian). https://doi.org/10.5281/zenodo.17166713 URL: https://academy-vision.org/index.php/av/article/view/2176.

103. Onysko, O., Kopei, V., Barz, C., Kusyi, Y., Baskutis, S., Bembenek, M Panchuk, V. (2024). Analytical Model of Tapered Thread Made by Turning from Different Machinability Workpieces. Machines, *12*(5), 313. https://doi.org/10.3390/machines12050313

104. Pasternak, S., Danylchenko, Y.M., Storchak, M., & Okhrimenko, O.A. (2022). Gear Cutting with Disk-Shaped Milling Cutters. In: Radzevich, S.P., Storchak, M. (eds) Advances in Gear Theory and Gear Cutting Tool Design. Springer, Cham, 151–179. https://doi.org/10.1007/978-3-030-92262-7_5.

105. Pavlenko, I., Kononenko, S., Czernek, K., Witczak, S., Dobrotvorskiy, S., Basova, Y.,…Ochowiak, M. (2023). An Increase in the Energy Efficiency of Axial Turbines by Ensuring Vibration Reliability of Blade Milling. Energies, *16*(3), 1511. https://doi.org/10.3390/en16031511.

106. Petrakov, Y.V., Okhrimenko, O.A., Sapon, S.P., Sikailo, M.O., & Fedorynenko, D.Y. (2024). Determination of Chatter- Free Cutting Mode in End Milling. Journal of Engineering Sciences (Ukraine), 11(2), A1–A11. https://doi.org/10.21272 jes.2024.11(2).a1.

107. Pukhovskyi, Ye., Frolov, V., Sapon, S., & Betsko, Yu. (2023). Optymizatsiia rezhymiv rizannia na verstatakh hnuchkyk vyrobnychykh system. [Optimization of cutting modes on flexible manufacturing systems machines]. Tekhnichni nauky ta h tekhnolohii, (4 (30), 14–23 (in Ukrainian). https://doi.org/10.25140/2411-5 363-2022-4(30)-14-23.

108. Ropiak, L. Ya., & Ostapovych V. V. (2015). Optymizatsiia rezhymiv rizannia pry shlifuvanni detalei z khromovym pokryttiam. [Optimization of cutting modes when grinding chrome-plated parts]. Nadiinist instrumentu ta optymizatsiia system: zb. tekhnolohichnykh nauk. prats. Kramatorsk, *(37)*, 113–121 (in Ukrainian). URL: https://surl.li/ckxvaq.

109. Ropyak, L. Y., Vytvytskyi, V. S., Velychkovych, A. S., Pryhorovska, T. O., & Shovkoplias, M. V. (2021). Study on grinding mode effect on external conical thread quality. *IOP* Conference Series: Materials Science and Engineering, 1018(1), 012014 https://doi.org/10.1088/1757-899X/1018/1/012014.

110. Schittkowski, K. (1999). EASY-OPT: An interactive optimization system with automatic differentiation – User's guideeport, Department of Mathematics, University of Bayreuth, D–95440 Bayreuth. URL: https://klaus-schittkowski.de/refercs. htm#1999

111. Taha, H. A. (2017) Operations Research an Introduction. University of Arkansas, Fayetteville. Tenth Edition. Global Edition. Pearson Education Limited, 849 p. ISBN 13: 978-1-292-16554-7. URL: https://surl.lu/caydsr.

112. Vorontsov, B.S., Pasichnyk, V.A., & Lashyna, Y.V. (2022). Interactive Control of the Teeth Gear Shaping in the Cutting Tools Design. In: Radzevich, S.P., Storchak, M. (eds) Advances in Gear Theory and Gear Cutting Tool Design. Springer, Cham, *205–231*. https://doi.org/10.1007/978-3-030-92262-7_7.

113. Xin Li, Teng, F., Manokhin, A. S., Zhang, J., Klymenko, S. A., Sun, T. Pasichny, O. O. (2023). Experimental, Study and Finite-Element Modeling of the Intermittent Cutting of Steel AISI 52100 with a PcBN Containing Tool. Journal o Superhard Materials, *45*(3), 226–234. https://doi.org/10.3103/S1063457623030206.

114. Yakovenko, I. E., Permiakov, O. A., Petrakov, Yu. V., & Drachev, O. I.

(2021). Osnovy naukovykh doslidzhen. Modeliuvannia protsesiv obrobky metaliv rizanniam: Navchalnyi posibnyk. [Fundamentals of scientific research. Modeling o metalworking processes in the field of metallurgy: A new perspective]. Kharkiv, Disa plius, 144 (in Ukrainian). URL: https:// repository.kpi.kharkov.ua/handle/KhPI-Press/93878.

115. Yakovenko, I., Permyakov, A., Dobrotvorskiy, S., Basova, Y., Kotliar, A., & Zinchenko, A. (2023). Prospects for the Development of Process Equipment in Aggregate-Modular Design for Sustainable Mechanical Engineering. International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics, *2023*(13), 145–156. https://doi.org/10.17683/ijomam/issue13.18.

116. Васильченко Я. В., Мироненко О.Є. Моделювання теплових потоків у системі« збірна черв'ячна модульна фреза-стружка-зубчастий вінець» обробки великомодульниих зубчастих коліс. // Науковий вісник Івано – Франківського національного технічного університету нафти і газу. 2025-№2(59)- с134-143. – ISSN 1993-9965.

117. Мироненко О. Є. Оптимізація режимів зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс черв'ячними фрезами оснащеними твердосплавними пластинами з урахуванням енерговитрат // Вісник Сумського національного аграрного університету. Серія: Механізація та автоматизація виробничих процесів № 4 (2 025) ISSN: 2708-4892, e-ISSN: 2708-4906 DOI: 10.32782/msnau.2025.4.23

118. Васильченко Я. В., Мироненко О. Є. Розподіл теплових потоків при зубофрезеруванні збірними модульними фрезами з криволінійною формою передньоїї поверхні. // Збірник наукових праць XIV Міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні ATME-2026». Івано - Франківськ – Яремче, 9-13 лютого 2026 року. – С.73–74. ISBN 978-617-8320-83-6.

ДОДАТОК А

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Наукові праці у наукових фахових виданнях України та у наукових виданнях, проіндексованих у базах Scopus і Web of Science:

1. KLOCHKO Alexander, BASOVA Yevheniia, GASANOV Magomediemin, ZAKOVOROTNY Alexander, FEDORENKO Vitaly, MYRONENKO Oleh,, VORONTSOV Borys, RYAZANTSEV Anton, PROTASOV Roman. Scientific Basis for the Substantiation of Process Regulations for the Micro-Cutting of Hardened Gears // *Strojnícky časopis – Journal of MECHANICAL ENGINEERING*, – Bratislava : Volume 73, No. 2, (2023)

2. Охрименко О.О., Камчатна–Степанова К.В., Клочко Л.В., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є.**,** Іванченко В.В. Аналітичний підхід прогнозування стану міцністних параметрів асиметричних зубчастих коліс. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2023. – №2 (8) 2023. – С.126–133. – ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.2(8).01

3. Юрчишин О,Я., Півень Л.В., Скідан Н.П., Пермяков Є.О., Мироненко О.Є.**,** Юрьєв М.В. Функціональний зв'язок умов обробки з параметрами стану поверхні зубів рійок. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб. наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2023. – № 1 (7) 2023. – С. 22–28. – ISSN 2079-004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2023.1(7).03

4. Васильченко Я.В. Мироненко О.Є Підвищення міцності привідних шестерен безпілотних літальних апаратів. // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні* = Bulletin of the National Technical University "KhPI". Series: Techniques in a machine industry: зб.

наук.пр. / Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – Харків : НТУ «ХПІ», 2025. – №1(11) 2025. – С.47–52. – ISSN 2079–004X, DOI: 10.20998/2079-004X.2025.1(11).05

5. Васильченко Я. В., Мироненко О.Є. Моделювання теплових потоків у системі« збірна черв'ячна модульна фреза-стружка-зубчастий вінець» обробки великомодульниих зубчастих коліс. // Науковий вісник Івано – Франківського національного технічного університету нафти і газу. 2025-№2(59)- с134-143. – ISSN 1993-9965, DOI:10.31471/1993-9965-2025-2(59)-134-143

6. Мироненко О. Є. Оптимізація режимів зубофрезерування асиметричних зубчатих коліс черв'ячними фрезами оснащеними твердосплавними пластинами з урахуванням енерговитрат // Вісник Сумського національного аграрного університету. Серія: Механізація та автоматизація виробничих процесів № 4(2 025) ISSN: 2708-4892, e-ISSN: 2708-4906, DOI: 10.32782/msnau.2025.4.23

Інші праці:

7. Тимофєєв Ю.В., Шаповалов В.Ф., Клочко О.О., Мироненко Є.В., Трунов В.В., Мироненко О.Є. Спеціальні технології зубообробки крупномодульних загартованих коліс :[монографія] – Краматорськ: ДДМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9.

Опубліковані праці апробаційного характеру

8. Камчатна-Степанова К.В., Скоркін А.О., Півень Л.В., Антоненко Я.С., Мироненко О.Є. Співвідношення сумарних периметрів одночасно ріжучих зубів стандартних фрез і фрез із роздільною схемою формоутворення шевронних коліс // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали 20-ї Міжнар. наук.-техн. конф., 01-03 вересня 2022 р., Краматорськ – Тернопіль / [заг. ред. В. Д. Ковальова], Донбас. держ. машинобуд. Акад. – Електрон. текст. дані. – Краматорськ : ДДМА, 2022 С. 79. ISBN 978-617-7889-20-4.

9. Клочко О.О. Саприкіна Є.В., Мироненко О.Є. Ланцюгове логарифмічне сполучення зубчастих передач. // XXX1 Міжнародна науково-технічна конференція. MicroCAD-2023.17-23 травня 2023р м.Харків НТУ «ХПІ» - С 171.

ISBN 2222-2944.

10. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Вибір параметрів асиметричних передач для редукторів у важкому машинобудуванні. // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XXI Міжнародної науково-технічної конференції 20 – 22 червня 2023 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ-Тернопіль: ДДМА, 2023. – С. 83–85. ISBN 978-617-7889-45-7.

11. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Вимірювання зубчастих асиметричних передач циліндричних коліс. // «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», 28-30 травня 2024 року, м. Краматорськ-Тернопіль, ДДМА – С.34. ISBN 978-617-7889-70-9

12. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Асиметричні зубчасті передачі для редукторів у важкому машинобудуванні. //Матеріали VIII міжнар. наук.-практ. конф. « Сучасні технології промислового комплексу» (17-19 вересня 2024 р., м. Херсон, м. Хмельницький). С - 135. ISBN 978-617-8187-33-0 (електронне видання).

13. Я.В. Васильченко, О.Є. Мироненко. Підвищення довговічності важконавантажених зубчастих передач за рахунок зміни профіля на асиметричний. // Збірник наукових праць XIII Міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні». Львів – Звенів (Карпати), 18-21 лютого 2025 року. – Львів: Видавництво Львівської політехніки, 2025. – С. 29.

14. Мироненко О.Є. Профіліювання черв’ячних фрез з протуберанцем для обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XXI Міжнародної науково-технічної конференції 28 – 31 травня 2025 року / за заг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ-Тернопіль: ДДМА, 2025. – С. 147–149. ISBN 978-617-7893-02-7.

15. Васильченко Я.В., Мироненко О.Є. Розподіл теплових потоків при зубофрезеруванні збірними модульними фрезами з криволінійною формою передньої поверхні. // Збірник наукових праць XIV Міжнародної науково-

технічної конференції «Прогресивні технології в машинобудуванні АТМЕ-2026». Івано - Франківськ – Яремче, 9-13 лютого 2026 року. – С.73–74. ISBN 978-617-8320-83-6.

ДОДАТОК Б

ЗАТВЕРДЖУЮ
Ректор Донбаської державної
машинобудівної академії
Віктор КОВАЛЬОВ
_____2025

АКТ

впровадження в освітній процес результатів дисертаційної роботи

Даний акт підтверджує що результати дисертаційної роботи Мироненка Олега Євгеновича на тему: «Підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс » впроваджені на кафедрі «Комп'ютеризовані мехатронні системи, інструменти та технології » ДДМА в лекційні і практичні курси з дисциплін «Різальний інструмент » , «Різальний інструмент та інструментальне забезпечення автоматизованого виробництва» для здобувачів вищої освіти по спеціальності 133 «Галузеве машинобудування»

Завідувач кафедри
«Комп'ютеризовані мехатронні системи,
інструмент і технології» ДДМА,
професор Яна ВАСИЛЬЧЕНКО

ЗАТВЕРДЖУЮ

Проректор з науково-педагогічної роботи

Національного технічного університету

«Харківський політехнічний інститут»,

_____ Руслан МИГУЩЕНКО

«17» грудня 2025

АКТ

Впровадження в навчальний процес результатів дисертаційної роботи Мироненка Олега Євгеновича на тему: «Підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс» здобувача наукового ступеня доктора філософії.

Комісія у складі завідувача кафедри «Інтегровані технології машинобудування» ім. М.Ф. Семка проф. Клочко О.О., доц. Стрільчук Р.М. та доц. Мироненко О. Л. провела роботу по визнанню результатів використання положень науково-методичного дисертаційного дослідження Мироненка О.Е в навчальному процесі при підготовці фахівців НТУ «ХПІ».

Результати дослідження Мироненка О.Е. впроваджені в навчальний процес НТУ « ХПІ» при читанні лекцій, проведенні практичних занять по курсу «Інтегровані технології машинобудування», «Різальний інструмент».

Голова комісії Олександр КЛОЧКО

Члени комісії Роман СТРЕЛЬЧУК

Олександр МИРОНЕНКО

Затверджую

Головний інженер

ПрАТ « Новокраматорський

машинобудівний завод »

Сільченко Ю.А.

АКТ

Впровадження результатів дисертаційної роботи Мироненка О . Є на тему: «Підвищення ефективності обробки лезвійним інструментом асиметричних циліндричних зубчастих коліс» зі спеціальності 133 – Галузеве машинобудування.

Основні наукові положення ,рекомендації та розробки отримані в дисертаційній роботі аспіранта Мироненко О.Е., забезпечують :

-підвищення експлуатаційних властивостей великогабаритних машин, редукторів, рудорозмелювальних млинів, транспортерів .за рахунок застосування зубчастих передач з асиметричною формою зубів замість традиційного симетричного профілю.

-оптимізацію режимів зубофрезерування з урахуванням енергоефективності лезової обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс.

-підвищення ефективності обробки асиметричних великомодульних зубчастих коліс, за рахунок удосконалення процесу зубофрезерування, розроблення інструментального оснащення, що дасть змогу забезпечити прогнозовану форму, якість поверхневого шару зубів та експлуатаційні властивості зубчастих передач.

Основні положення дисертаційної роботи взяті для підвищення ефективності обробки великомодульних зубчастих коліс на ЧАО «НКМЗ»

Очікуваний економічний ефект від впровадження результатів дисертаційної роботи на ЧАО «НКМЗ» становить 270 000.00 грн. на рік

Провідний інженер- технолог ЧАО «НКМЗ» — В. В. Носков

Аспірант Донбаської державної .машинобудівної академії — О.Є. Мироненко