

Міністерство освіти і науки України
Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

(повне найменування вищого навчального закладу)

Факультет інженерії машин, споруд та технологій

(назва факультету)

Кафедра конструювання верстатів, інструментів та машин

(повна назва кафедри)

КВАЛІФІКАЦІЙНА РОБОТА

на здобуття освітнього ступеня

магістр

(освітньо-кваліфікаційний рівень)

на тему: Дослідження процесу високоякісної обробки зубчастих
великомодульних коліс зубофрезеруванням

Виконав: студент (ка) 6 курсу, групи МВм-61

напряму підготовки (спеціальності) _____

133 «Галузеве машинобудування»

(шифр і назва напряму підготовки, спеціальності)

Швець Д.І.

(підпис)

(прізвище та ініціали)

Керівник _____

Кобельник В.Р.

(підпис)

(прізвище та ініціали)

Нормоконтроль _____

Кобельник В.Р.

(підпис)

(прізвище та ініціали)

Завідувач кафедри _____

Кобельник В.Р.

(підпис)

(прізвище та ініціали)

Рецензент _____

(підпис)

(прізвище та ініціали)

Тернопіль
2022

ЗМІСТ

АНОТАЦІЯ	4
ВСТУП	6
1. АНАЛІТИЧНИЙ РОЗДІЛ	
1.1. Обробка зубчастих коліс на металорізальних верстатах	8
1.2. Види зачеплення в циліндричних зубчастих передачах	10
1.3. Аналіз схем різання та технологічне оснащення при інтенсивній і високоякісній зубообробці	11
2. ТЕХНОЛОГІЧНИЙ РОЗДІЛ	
2.1. Технологічні особливості обробки зубчастих коліс одношпиндельною й двошпиндельною схемою різання	26
2.2. Оснащення для інтенсивної обробки зубчастих коліс надшвидкісними дисковими немодульними фрезами, оснащеними керамікою	31
3. НАУКОВО – ДОСЛІДНИЙ РОЗДІЛ	
3.1 Особливості кінематики зубообробки зубчастих коліс	34
3.2 Оцінка впливу вібрацій на процес формоутворення поверхневого шару при зубонарізанні	51
РОЗДІЛ 4 ОХОРОНА ПРАЦІ ТА БЕЗПЕКА В НАДЗВИЧАЙНИХ СИТУАЦІЯХ	61
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	70
ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ	71
ДОДАТКИ	

АНОТАЦІЯ

Швець Д.І. Дослідження процесу високоякісної обробки зубчастих великомодульних коліс зубофрезеруванням. Кваліфікаційна робота на здобуття освітнього ступеня «магістр» за спеціальністю 133 – Галузеве машинобудування; Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя; м. Тернопіль, 2022 р.

В роботі проаналізовано кінематичні особливості циліндричних зубчастих передач, види зачеплення в циліндричних зубчастих передачах. Проведено аналіз схем різання та технологічне оснащення при інтенсивній та високоякісній обробці зубчастих коліс, технологічні особливості виготовлення загартованих коліс одношпindelною та двошпindelною схемою різання, оснащення інтенсивною та високоякісною обробки загартованих коліс надшвидкісними дисковими немодульними фрезами, оснащеними керамікою, технологічні особливості кінематики високопродуктивної обробки загартованих коліс. Досліджено вплив вібрацій на процес формоутворення поверхневого шару при зубонарізанні.

Ключові слова: ЗУБЧАСТЕ ЦИЛІНДРИЧНЕ КОЛЕСО, ЗУБОФРЕЗЕРУВАННЯ, ДИНАМІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ, ВІБРОСТІЙКІСТЬ, РІЗАЛЬНИЙ ІНСТРУМЕНТ.

ANNOTATION

Shvets D. Study of the high-quality machining of gear high modulus wheels by gear milling. Qualification work for the degree of "master" 133 – Industrial machinery engineering; Ternopil Ivan Pul'uj National Technical University; Ternopil, 2022.

The paper analyzes the kinematic features of cylindrical gears, types of engagement in cylindrical gears. An analysis of cutting schemes and technological

equipment for intensive and high-quality processing of gear wheels, technological features of manufacturing hardened wheels with a single-spindle and two-spindle cutting scheme, equipment for intensive and high-quality processing of hardened wheels with high-speed disc non-modular milling cutters equipped with ceramics, technological features of kinematics of high-performance processing of hardened wheels was carried out. The influence of vibrations on the process of formation of the surface layer during tooth cutting was studied.

Key words: GEARED CYLINDRICAL WHEEL, GEAR MILLING, DYNAMIC CHARACTERISTICS, VIBRATION RESISTANCE, CUTTING TOOL.

ВСТУП

Прискорення науково-технічного прогресу і технічне переозброєння машинобудівного виробництва, підвищення технічного рівня й ефективності технологічних процесів нерозривно пов'язане з удосконалюванням структури верстатного парку. Висока ефективність використання верстатного парку досягається при максимальному використанні технологічних можливостей верстатів.

Основні показники експлуатаційних верстатів - точність, продуктивність й економічна ефективність обробки великогабаритних деталей, а також умови обслуговування. Точність обробки залежить від ряду факторів, велике значення з яких мають динамічні процеси, що відбуваються при роботі верстата й викликають пружні переміщення різального інструменту щодо заготовки. Продуктивність й економічна ефективність обробки визначаються прийнятим технологічним процесом, ступенем автоматизації, особливостями конструкції верстатів і характеристиками динамічної системи. Від цих факторів залежать можливість застосування високих режимів різання, стійкість процесу різання й швидкодія системи.

Підвищення продуктивності верстатів і скорочення витрат часу на обслуговування при обробці великогабаритних деталей необхідної точності з необхідною якістю їхніх поверхонь досягають, скорочуючи основний і допоміжний час автоматичного циклу роботи, збільшуючи кількість одночасно оброблюваних деталей і час безперервної автоматичної роботи верстата без участі оператора, а в багатьох випадках забезпечуючи також гнучкість верстата в переналагодженні.

Мета роботи: підвищення якості та продуктивності виготовлення загартованих зубчастих коліс.

Об'єкт дослідження: процес зубонарізання загартованих зубчастих коліс.

Завдання дослідження:

1. Проаналізувати кінематичні особливості циліндричних зубчастих передач, види зачеплення в циліндричних зубчастих передачах
2. Дослідити напрямки підвищення продуктивності, зубообробки загартованих великомодульних зубчастих коліс.
3. Проаналізувати критеріальний метод оцінки впливу теплового балансу на продуктивність, точність і якість формування поверхневого шару загартованих великомодульних зубчастих коліс.
4. Провести аналіз схем різання і технологічного оснащення при інтенсивній і високоякісній зубообробці, технологічні особливості зубообробки загартованих коліс одношпindelною й двошпindelною схемою різання, оснащення інтенсивної й високоякісної зубообробки загартованих коліс надшвидкісними дисковими немодульними фрезами.
5. Оцінити вплив вібрацій на процес формоутворення поверхневого шару при зубонарізанні.

1. АНАЛІТИЧНИЙ РОЗДІЛ

1.1. Обробка зубчастих коліс на металорізальних верстатах

Зубофрезерні верстати по жорсткості та швидкохідності не призначені для роботи методом обкатування твердосплавними черв'ячними фрезами, а також через порівняно невисоку стійкість використовуваних твердих сплавів. Виробничий досвід ряду заводів показав, що точність обробки загартованих до HRC 50...55 зубчастих коліс з модулем $m > 12$ мм черв'ячними твердосплавними фрезами по нормах плавності й контакту не перевищує 9-10-ої ступенів точності за ДСТ 1643- 81.

Тому для чистової зубообробки зубчастих коліс великого модуля запропонований метод переривчастого обкату з використанням дискових немодульних фрез (розміри фрези не залежать від модуля), оснащених керамічними пластинками та спеціальними фрезерними супортами [33, 44, 45, 46, 47]. Метод переривчастого обкату використовується на зубостругальних і зубошліфувальних верстатах і має такі переваги, що в момент робочого ходу інструмента заготовка колеса нерухома або робить незначний поворот, тобто обробка проходить, у порівнянні з методом обкатування із забезпеченням найбільшої контактної жорсткості інструмента та визначає здатність поверхневих шарів зубчастих коліс, що перебувають у контакті з різальною кромкою інструмента, з урахуванням радіуса округлення ρ , мм, забезпечувати процес різання.

Для забезпечення оптимальної довговічності й технологічної надійності процесу формоутворення зубчастих загартованих коліс немодульними фрезами необхідно надавати обробленим поверхням найбільш вигідні геометричні характеристики та фізико-механічні властивості. Експлуатаційні властивості зубчастих коліс залежать на стадії виготовлення від точності обробки, марки матеріалу, його структури та твердості, а також шорсткості поверхонь залежно від способу або методу їхнього одержання.

При механічній обробці зубів загартованих коліс швидкісним різанням немодульними фрезами поверхневий шар піддається пластичній деформації й місцевому короткочасному нагріванню. У цьому шарі виникають залишкові напруження, які мають значну величину.

У відповідності з базовою інформацією про процес обробки поверхонь зубчастих коліс, одним з його результатів є утворення однаковою шорсткості. Несуча здатність поверхні зубчастих коліс, їх коефіцієнт тертя та інтенсивність зношування при терті ковзання поряд із шорсткістю, визначаються макровідхиленням, хвилястістю та фізико-механічними властивостями (мікротвердість і залишкові напруження), видом обробки й технологічних особливостей конструкції немодульних фрез. Тому, що досягнута шорсткість поверхонь буде залежати від інших параметрів стану поверхневого шару інструмента та оброблюваної поверхні зубчастих коліс.

Крім того, при цьому методі частота обертання інструмента не зв'язана кінематична із частотою обертання заготовки, що дозволяє використати як різальні матеріали – керамічні та надтверді матеріали, тобто збільшити швидкість різання в 3-4 рази (до 5-8 м/с) і забезпечити підвищення продуктивності обробки при високій якості обробленої поверхні зубів. Обробка проходить при збільшеному, у порівнянні із черв'ячною фрезою, кількості різів, що профілюють евольвентну поверхню зубів, яка формує високу їхню точність і низьку шорсткість.

Вперше ідея чистової обробки загартованих коліс методом переривчастого обкату, спеціальний супорт до зубостругального верстата й дискові твердосплавні фрези (рис. 1.1) були запропоновані фірмою “MAAG” (Швейцарія).

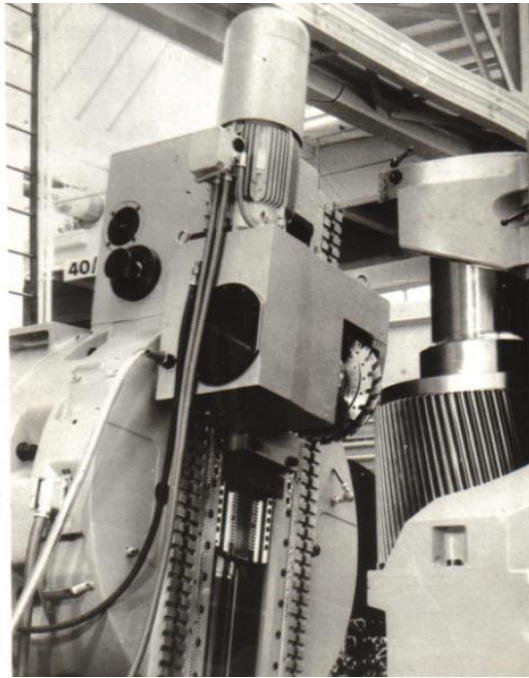


Рисунок 1.1. Спеціальний супорт до зубостругального верстата з дисковими твердосплавними фрезами фірми «МООГ» (Швейцарія)

Нижче наведений порівняльний аналіз схем різання й конструкцій інструментів, використовуваних фірмою «МООГ» і запропонованих у даній монографії.

1.2. Види зачеплення в циліндричних зубчастих передачах

Зубчастим зачепленням називається процес передачі руху в кінематичній парі, утвореної зубчастими колесами, при цьому сама передача руху здійснюється бічними поверхнями зубів, що перебувають у контакті.

Якщо теоретичний контакт бічних поверхонь у кожен момент обертання відбувається по лінії, то має місце лінійний контакт зубів, а якщо в точці – точковий контакт. Зуби, бічні поверхні яких мають прямолінійні формоутворюючі, паралельні осям коліс, називаються прямими, а колеса з такими зубами -прямозубими.

Косими називаються зуби, що утворюються бічними поверхнями які не паралельні осям коліс, а в перетинанні зі співвісними циліндрами утворюють

гвинтові лінії. Зубчасті колеса з косими зубами називаються косозубими.

Знаходять застосування зубчасті колеса, що складаються із двох половин із правими й лівими зубами. Такі зубчасті колеса називаються шевронними, а відповідні передачі – шевронними зубчастими передачами.

Якщо в будь-якому плоскому перетині, перпендикулярному до осей зубчастих коліс циліндричної передачі, відбувається зачеплення однакових плоских профілів зубів, то зачеплення такої передачі називається плоским.

Якщо ж плоскі профілі зубів тільки миттєво беруть участь у зачепленні і передача руху відбувається між просторовими контактними лініями поверхонь зубів, то таке зачеплення носить просторовий характер.

У передачах, що складаються із циліндричних круглих зубчастих коліс, форма бічних поверхонь зубів у кожен момент зачеплення повинна забезпечити сталість положення миттєвої осі. Цю вимогу добре задовольняють і практично широко використовуються циліндричні та гвинтові евольвентні поверхні. Зачеплення зубів у торцевому перетині по епі- і гіпоциклоїдам, називається циклоїдним.

Каналові гвинтові поверхні зубів використовують у передачах із зачепленням Новикова. Найбільшим поширенням користується евольвентне зубчасте зачеплення, що має важливі переваги: особливу технологічність та нечутливість до коливань міжосьової відстані.

1.3. Аналіз схем різання та технологічне оснащення при інтенсивній і високоякісній зубообробці

Для розробки схем різання та технологічного оснащення при інтенсивній і високоякісній зубообробці досліджений процес формоутворення поверхневого шару методами чисельного моделювання, що дозволяє одержати напружено-деформований стан поверхневого шару оброблюваного зубчастого колеса, інструмента та стружки і рекомендувати оптимальний технологічний регламент обробки. Метод чисельного

модельовання заснований на вирішенні системи рівнянь механіки суцільного середовища (рівняння руху, нерозривності, енергії). У якості замикаючої системи рівнянь використовуються визначальні співвідношення теорії пружності, пластичності і руйнування. Система рівнянь вирішується при заданих початкових і граничних умовах.

На підставі виконаних робіт [2] розроблена математична модель, технологічного процесу зустрічного зубофрезерування з перемінною зміною формоутворення поверхневого шару.

Модель призначена для дослідження пластичної текучості металу в зоні стружкоутворення, розрахунку швидкостей деформації, напружень в умовній площині зрушення та на контактних поверхнях інструмента, дослідження напружень у шарах металу, розташованих на різній відстані від обробленої поверхні, створення бази для вивчення нестационарних процесів: врізання інструмента, переривчастого різання, напружень в умовах елементного й псевдоелементного стружкоутворення.

Чисельне моделювання процесу зустрічного зубофрезерування розглянуто у двовимірній динамічній постановці з використанням опису руху середовища Лагранжа. Метод рішення завдання аналогічний відомому скінченно-різницевого методу, тому система рівнянь Прандтля-Рейса записується в тому ж вигляді, що й [3] де докладно викладено даний метод.

Рівняння руху мають вигляд

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} = \rho u_x, \quad \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} = \rho u_y;$$

рівняння нерозривності

$$\frac{V}{V} = \frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y}$$

рівняння енергії

$$E = -PV + (s_{xx}\epsilon_{xx} + s_{yy}\epsilon_{yy} + 2s_{xy}\epsilon_{xy}) \cdot V.$$

Швидкості деформації

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_x}{\partial x}, \varepsilon_{yy} = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right).$$

В умовах плоскої деформації $u_2 = 0, v_{ii} = e_{y2} = 0,$

Швидкість обертання

$$\omega = \omega_{xy} = -\omega_{yx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_y}{\partial x} - \frac{\partial u_x}{\partial y} \right).$$

Повна деформація містить у собі пружну й пластичну частини

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^{pl}.$$

Тензор напружень σ розбивається на девіаторні s -кульові P частини
Девіатор напружень з урахуванням повороту локальної системи координат визначається як

$$\begin{aligned} \dot{s}_{xx} &= 2\mu \left(\dot{\varepsilon}_{xx} - \frac{1}{3} \dot{V} \right) + \bar{\omega}_{xx}; \\ \dot{s}_{yy} &= 2\mu \left(\dot{\varepsilon}_{yy} - \frac{1}{3} \dot{V} \right) + \bar{\omega}_{yy}; \\ \dot{s}_{xy} &= 2\mu \dot{\varepsilon}_{xy} + \bar{\omega}_{xy}; \end{aligned}$$

де $\bar{\omega}$ — виправлення, що враховує поворот елемента середовища.

Гідростатичний тиск

$$\dot{P} = -K \frac{\dot{V}}{V},$$

де $V = \frac{\rho_0}{\rho}$ — відносний обсяг.

Умова пластичності Мізеса

$$2J_2 - \frac{2}{3} Y^2 \leq 0,$$

де $2J_2 = s_1^2 + s_2^2 + s_3^2$ — границя текучості при розтягуванні.

Як міра зміцнення прийнята робота пластичної деформації W^{pl}

$$Y = Y(W^{pl}) = Y_0 + \alpha (W^{pl})^\beta \text{ Мбар}$$

де x, y — просторові координати; u_x, u_y, u_z — компоненти вектора швидкості; s_y — компоненти тензора деформації; c_y — компонента тензора напружень; s_y — компоненти девіатора напружень; P — тиск; E — питома енергія; ζ — щільність; $\zeta_{про}$ — первісна щільність середовища; $V_{отн}$ — відносний обсяг; K — модуль об'ємного стиску; μ - модуль зрушення. Точка зверху означає похідну за часом.

В основу розробленої програми покладені наукові основи стабілізаційних або штучних в'язкостей [3, 4].

Відділення поверхневого зрізуваного шару, здійснювалося з використанням спеціального алгоритму поділу вузлів сітки (рис. 1.2). Основні принципи даного методу, що дозволяє описувати утворення в розрахунковій області нових поверхонь, наведені в роботах [5,6].

Реалізація граничних умов в області контакту матеріалу з різальним інструментом здійснювалася за схемою корекції руху вузлів розрахункових осередків. Використовуваний алгоритм реалізації контактних умов аналогічний описаному в роботах [7, 12]. Деякі деталі використання розроблених алгоритмів поділу вузлів, контактної взаємодії поверхонь й їхніх перевірок наведені в [12].

Процедура розрахунку, на кожному тимчасовому інтервалі, включала наступну послідовність операцій:

1. Розрахунок руху вузлів сітки при відповідних граничних умовах. На всіх поверхнях, де ці умови заздалегідь не задані, а визначаються в ході рішення завдання, використаються умови вільних поверхонь.

2. Розрахунок контактної взаємодії поверхонь (умова непроникнення й закон ковзання Амонтона-Кулона) і корекція руху відповідно до взаємодії.

3. Розрахунок напружено-деформованого стану в осередках сітки.

4. Перевірка умови руйнування та формування нових поверхонь (поділ вузлів і завдання відповідних умов на нових поверхнях для відділення зрізуваного шару).

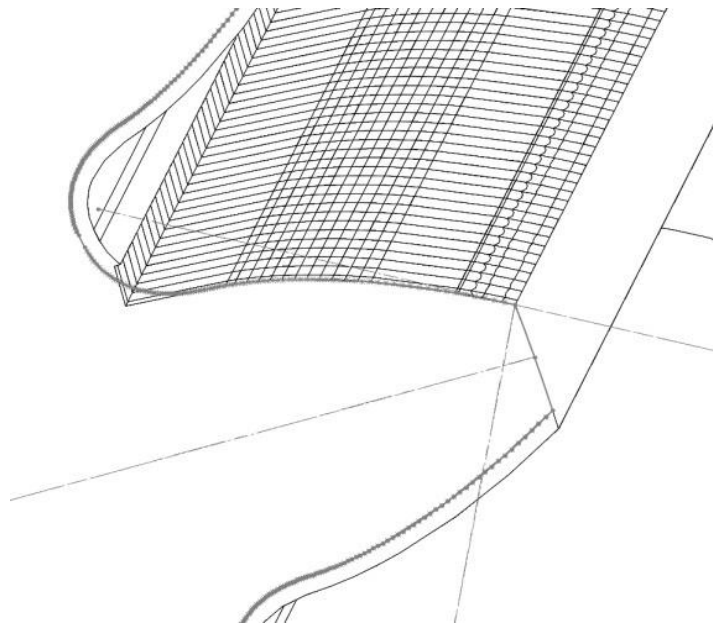


Рисунок 1.2. Схема формоутворення сітки на оброблюваній поверхні зубчастого колеса

Вирішення здійснювалося з урахуванням технологічного процесу моделювання формоутворення поверхневого шару та стружки. Оскільки характерний час процесу зубофрезерування значно перевищує час проходження хвиль деформації, рішення завдання визначалось для різних тимчасових інтервалів.

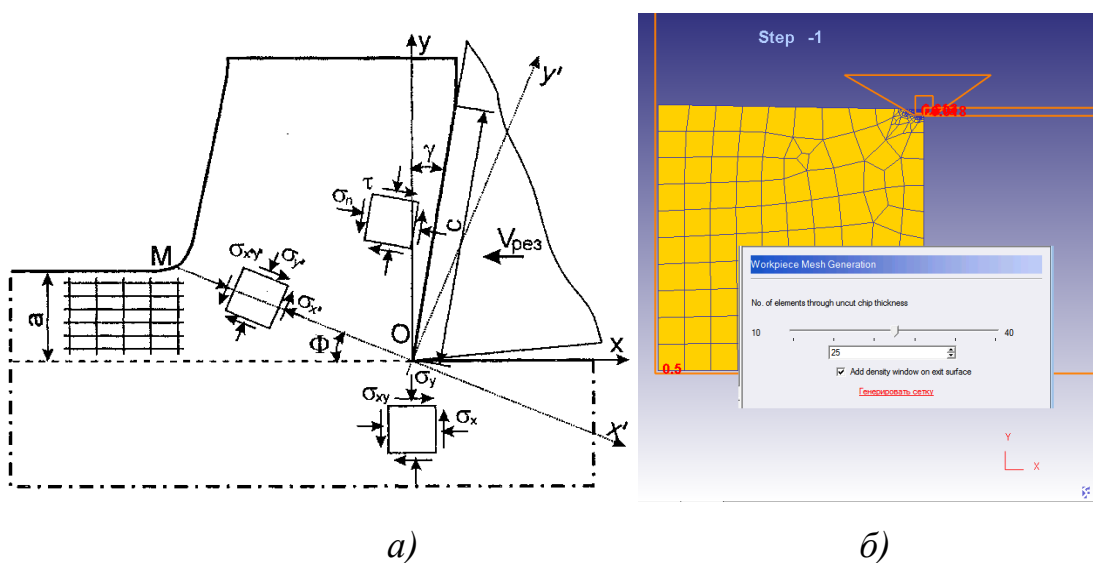


Рисунок 1.3. Схематичне зображення процедури поділу вузлів сітки уздовж лінії зрізу (а) і схема процесу формоутворення (б)

Процес формоутворення зубчастих коліс при зустрічному фрезеруванні методами чисельного моделювання полягає в одержанні мінімального значення кута ковзання $\Psi_{ск}$, або одержання максимального значення $\sin \psi_{ск\min}$ при якому процес різання відсутній з урахуванням варіювання змінних параметрів режимів різання (S_{\min} , V) і геометричних параметрів зуборізних фрез (ρ , $d_{фр}$, Z):

$$\text{без ЗОР: } \psi_{ск\min} = \arcsin \frac{0,5 \cdot \rho \cdot 10^3 \cdot V \cdot Z}{S_{\min} \cdot \pi \cdot d_{фр} \cdot \sin \varphi},$$

$$\text{з ЗОР: } \psi_{ск\min} = \arcsin \frac{0,31 \cdot \rho \cdot 10^3 \cdot V \cdot Z}{S_{\min} \cdot \pi \cdot d_{фр} \cdot \sin \varphi}.$$

Співвідношення між кутом ковзання $\Psi_{ск}$ і найбільшим кутом контакту зуба фрези Ψ_{max} з оброблюваною поверхнею дозволяє встановити ефективність процесу формоутворення через коефіцієнт K_{ρ} (без застосування ЗОР та із ЗОР):

$$K_{\rho} = \frac{\sin \Psi_{max} - \sin \Psi_{ск}}{\sin \Psi_{max}} \cdot 100 \%.$$

Підставляючи в технологічні параметри обробки одержимо, зручне для теоретичних й експериментальних досліджень вираження коефіцієнта ефективності формоутворення:

$$K_{\rho} = \left(1 - \frac{\arcsin \cdot \left(K_{зор} \cdot \frac{\rho \cdot 10^3 \cdot V \cdot Z}{S_{\min_i} \cdot \pi \cdot d_{фр} \cdot \sin \varphi} \right)}{a \sin \frac{2 \cdot \sqrt{t \cdot (d_{фр} - t)}}{d_{фр}}} \right) \cdot 100 \%$$

де $K_{зор}=0,5$ при обробці без ЗОР, $K_{зор}=0,31$ при обробці із ЗОР

Використовувались наступні константи оброблюваного матеріалу:

$K=180$ ГПа, $\mu=80$ ГПа, $p=7,85$ г/мм³, $Y_0=0,4$ ГПа, $a=1/150$, $\beta=0.2$.

Розрахунки проводилися для швидкості різання $V=3,0$ м/с.

На рис. 1.4 наведено отриманий при дослідженні моделі розподіл інтенсивності напружень у зоні стружкоутворення при зубофрезеруванні.

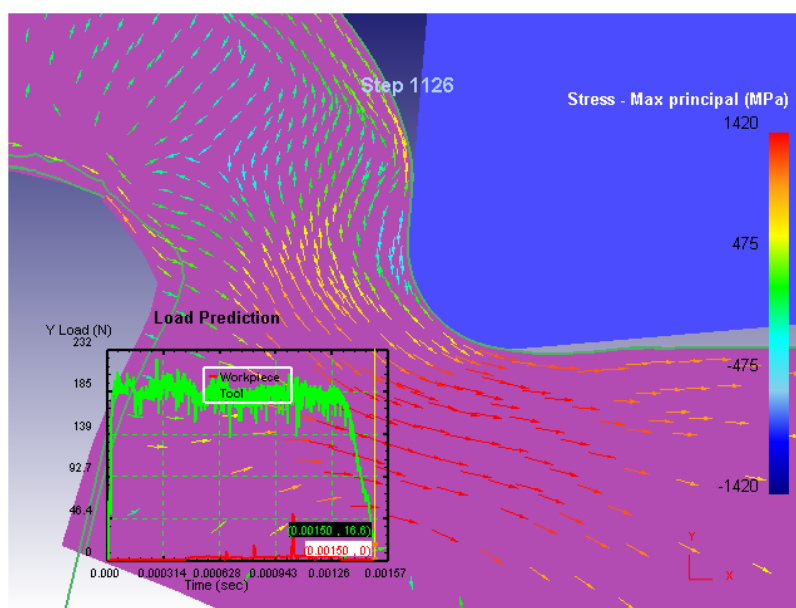


Рисунок 1.4. Розподіл інтенсивності напружень в області формоутворення поверхневого шару

Пластичний плин матеріалу зосереджений поблизу умовної площини зрушення і передньої грані інструмента. На рис. 1.4 також досить чітко проглядаються зони пружного стиску поперед зуба фрези та розтягу під задньою поверхнею зуба фрези.

Відомо, що поведінка матеріалу, який не володіє властивостями деформаційного зміцнення, має тенденцію до локалізації пластичної деформації. У зв'язку із цим використання даної моделі може виявитися корисним для виділення найбільш активної зони деформації.

Пластичний плин матеріалу починається значно раніше, ніж частки металу виявляються на умовній площині зрушення, кут нахилу якої істотно менше.

Напружений стан не є незмінним протягом процесу. Як фізично, так і чисельно це обумовлено нерівномірністю руйнування матеріалу перед зубом фрези з урахуванням кута ковзання $\Psi_{ск}$. Очевидно, що дискретизація цього процесу пов'язана з технологією чисельного розрахунку та значно підсилює

нерівномірність. У момент поділу чергового вузла сітки відбувається розвантаження матеріалу в прилягаючій області і вихід пружних хвиль. Зрозуміло, що в такій ситуації рівень напружень поблизу лева буде циклічно мінятися, а картина розподілу напружень залежить від місця розташування лева інструмента в межах розрахункового осередку, тобто від моменту часу. Саме із цим зв'язана нестабільність процесу формоутворення.

На рис. 1.45 представлені результати розрахунку напружень, що діють на умовній лінії зрушення, на рис. 1.6 – зміна інтенсивності швидкості деформації часток металу на шляху перетворення їх у стружку. Зміна інтенсивності швидкості деформації $\dot{\epsilon}_1$, спочатку плавно, потім поблизу умовної лінії зрушення різко зростає, після чого падає до нуля [22].

Найбільша швидкість деформації має місце в шарі, що прилягає до лева інструмента (рис. 1.5), найменша - у серединних шарах.

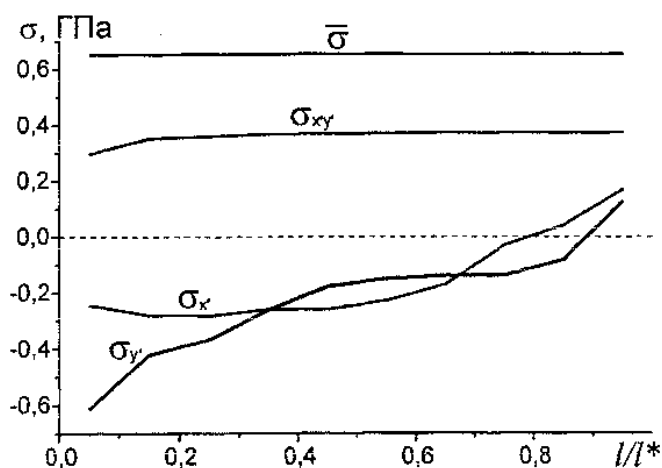


Рисунок 1.5. Розподіл напружень уздовж умовної площини зрушення

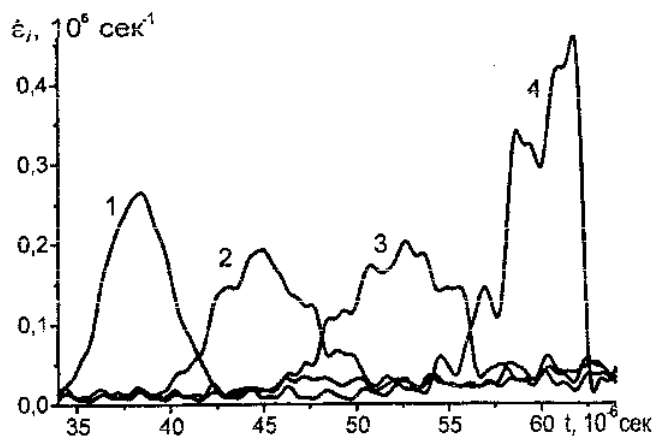


Рисунок 1.6. Зміна інтенсивності швидкості деформації із часом

Однак, після проходження умовної лінії зрушення, швидкість деформації по всьому перетині залишається близької до її величини в серединних шарах при проходженні умовної площини зрушення. При цьому відрізок часу активної деформації істотно перевищує період найбільш високошвидкісної пластичної деформації.

Стиск матеріалу в області, що лежить попереду зуба фрези, характеризується інтенсивним розтяганням при наближенні леза інструмента; це добре видно на рис. 1.7. Якщо вертикальний компонент напружень (у силу граничних умов) після проходження різця прямує в нуль (рис. 1.7, б), то для горизонтальної складової ситуація сильно відрізняється. Верхні шари вже обробленої деталі знову перебувають в стані стиску (рис. 1.7, а).

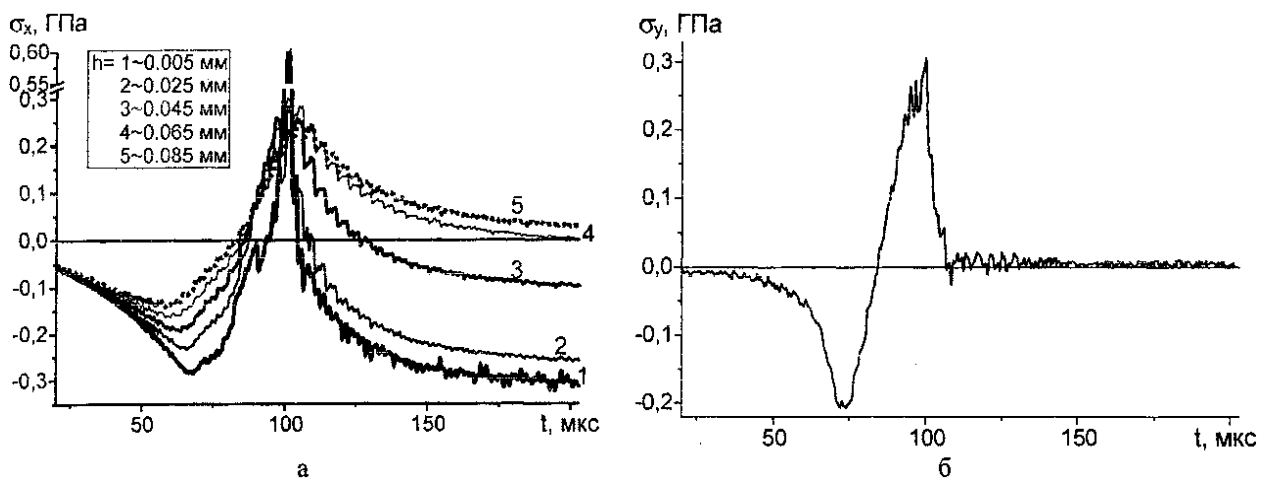


Рисунок 1.7. Зміна напружень: а) - по глибині поверхневого шару, б) - із часом при переміщенні зуба фрези

Розроблена на підставі проведених досліджень чисельна модель досить добре описує багато явищ процесу зубофрезерування. Можливо й подальше уточнення розрахунків шляхом врахування впливу температури, змінного закону тертя на передній грані тощо.

Найбільш перспективним представляється використання розробленої методики і чисельної моделі для аналізу перехідних процесів і руйнування, коли врахування динамічних явищ стає принциповим.

Розроблена модель технологічного процесу формоутворення адекватно описує умови забезпечення параметрів поверхневого шару зубчастих коліс із врахуванням необхідних експлуатаційних характеристик для швидкісного зубофрезерування інструментами дискового типу.

При реалізації технології лезвійної обробки загартованих коліс інструментами дискового типу можливі наступні схеми різання. Схема I (рис. 1.8, а) запропонована фірмою “MAAG”. Відповідно до цієї схеми для різання використовуються дві дискові фрези, оснащені твердим сплавом і розміщені з охопом одного зуба оброблюваного колеса. Профільний кут зубів інструментів дорівнює $\alpha_u = 20^\circ$. Колесо робить переривчасте обертання в напрямку ω_k і лінійне переміщення в напрямку v_k . Повна обробка обох бічних поверхонь зубів здійснюється при повороті колеса з положення 1 у положення 2. При цьому лінійне переміщення колеса або шлях обкату l_0 визначається відрізком прямої O_1O_2 .

Схема різання II (рис. 1.8, б) також запропонована фірмою “MAAG” і реалізована на зубошліфувальних верстатах. Тут обидва інструменти розташовані в одній западині зубів колеса. Профільний кут зубів інструментів $\alpha_u = 20^\circ$. Колесо робить обертання в напрямку ω_k й лінійне переміщення в напрямку v_k . Повна обробка обох бічних поверхонь зубів здійснюється при повороті колеса з положення 1 у положення 2. При цьому лінійне переміщення колеса або шлях обкату l_0 визначається відрізком прямої O_1O_2 .

Загальним недоліком схем I й II є те, що в обох випадках розміри різальних кромки зубів l_{kp} інструмента залежать від розмірів (модуля) оброблюваних зубів колеса. При великому модулі зубів $m=18-36$ мм розміри кромки становлять $l_{kp}=45-90$ мм. Це ускладнює процес приполю твердосплавних зубів і наступне заточування інструмента або оснащення його керамікою і надтвердими матеріалами. Інструмент такої конструкції має порівняно більші периметри різання, що підвищує сили різання і сприяє

виникненню вібрацій.

Переваги схем I й II у тому, що обидва інструменти розташовані на одній спільній оправці, тобто є можливість здійснити привід обертання від одного електродвигуна.

При схемі III (рис. 1.8, а) як верстатна лінія зачеплення пари інструмент-деталь використовується нормаль до евольвент РК, розташована горизонтально. Профільний кут зубів інструмента - дискової фрези близький до $\alpha_u = 0^\circ$. Фреза в початковий момент обробки розташована зі зсувом щодо осі колеса на відстані l_0 , обумовленому по наступній залежності:

$$l_0 = r_b \cdot \operatorname{tg} \alpha_a,$$

де r_b - радіус основної окружності зубів; α_a - кут профілю евольвенти на вершині зуба.

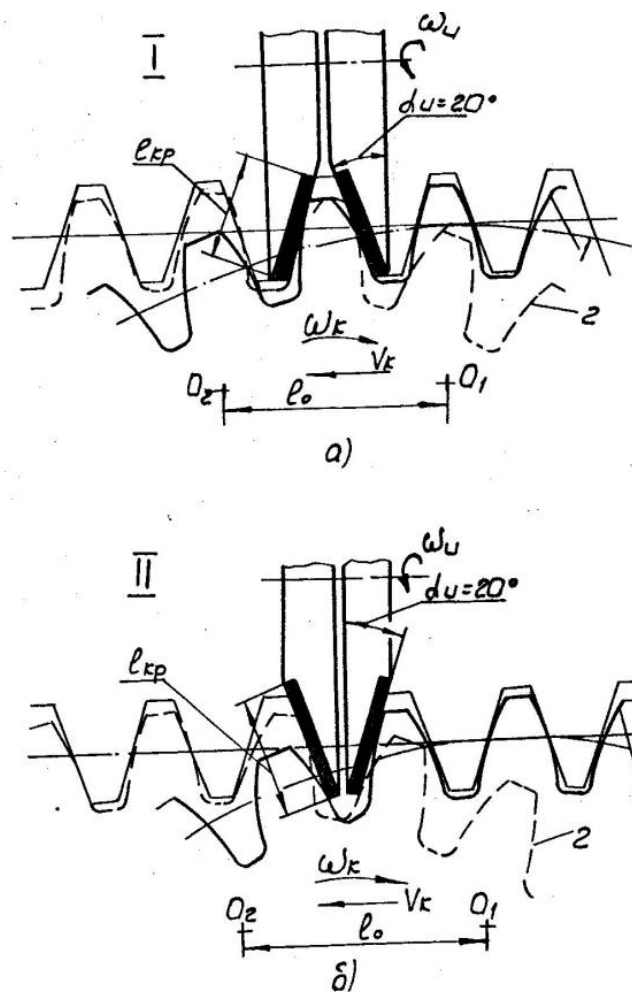


Рисунок 1.8. Технологічна схема різання, запропонована фірмою «МАОГ» (Швейцарія)

Обробка правих і лівих бічних поверхонь зубів колеса здійснюється роздільно, обробка ведеться за два проходи.

Схема різання IV (рис 1.9,б) припускає одночасну обробку обох бічних поверхонь зубів колеса з використанням двох дискових фрез, розташованих з нахилом на кут $\alpha_o = 20^\circ$. Профільний кут зубів фрези дорівнює $\alpha_z = 0^\circ$.

Інструменти можна розташовувати з охоптом одного або декількох зубів колеса. Однак з збільшенням числа зубів в охопту збільшується й шлях обкату, що знижує продуктивність обробки.

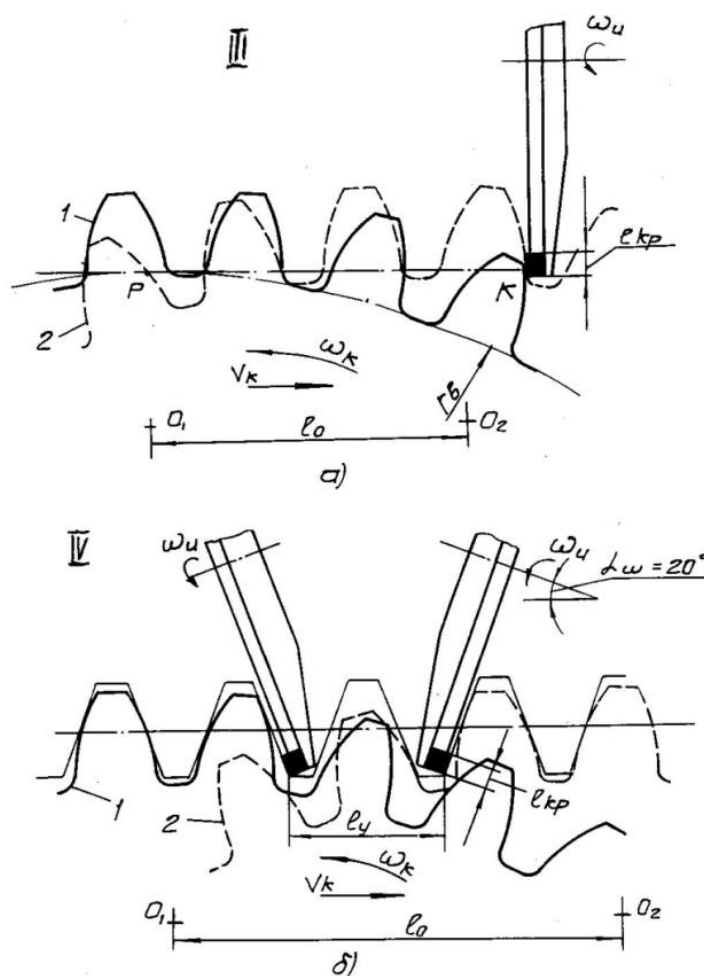


Рисунок 1.9. Технологічні схеми різання

Для обробки зубчастих коліс різного модуля необхідно регулювати настановну відстань l_y між фрезами, що орієнтовно можна визначити по залежності:

$$l_y = 3,98 \cdot m .$$

Можливий різновид схеми IV, коли обробка правої і лівої поверхонь зубів здійснюється роздільно шляхом установки на оправці спочатку однієї, наприклад, лівої фрези, а потім правої. Обробка колеса здійснюється у два проходи.

Переваги запропонованих у роботі [22] схем різання III, IV у порівнянні зі схемами I, II полягають в можливості використання інструментів, розміри різальних кромок яких не залежать від розмірів (модуля) оброблюваних зубів колеса і значно, в 3-7 разів менше, ніж розміри кромок інструментів, запропонованих фірмою "MAAG".

При схемах I й II різальні кромки інструментів повністю задіяні в обробці, точка контакту леза й зуба колеса переміщається по всій довжині кромки. У цих умовах оснащення всього периметра різальної кромки керамічними пластинками через різницю їхніх розмірів не дозволить одержати профіль зуба досить високого ступеня точності.

Застосування схем різання III, IV дозволяє оснастити дискові фрези 4-гранними керамічними пластинками марки ВОК-81 з розмірами 12,7x12,7 мм. Інструмент при цьому не вимагає заточування і переточування, зручний в експлуатації та ремонті. Тому що обробка евольвентних поверхонь зубів здійснюється практично одними й тими ж ділянками пластин і це підвищує точність обробки профілю зубів.

У табл. 1.1 представлені розрахункові значення довжини шляхи обкату, отримані для випадків обробки прямозубих зубчастих коліс у діапазоні чисел зубів $Z_k = 25 - 100$ і при модулі $m = 28$ мм.

У табл. 1.2 представлені зміни параметрів точності і шорсткості при різних схемах формоутворення, отримані для випадків обробки прямозубих зубчастих коліс у діапазоні чисел зубів $Z_k = 25 - 100$ і при модулі $m = 28$ мм.

Таблиця 1.1- Розрахункові значення довжини шляхи обкату

Схема різання	Шлях обкату l_0 , мм			
	Число зубів колеса Z_k			
	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

Таблиця 1.2. Зміна параметрів точності і шорсткості при різних схемах формоутворення

Схема різання	Параметри точності зубчастих коліс, мкм				
	ДЕРЖСТАНДАРТ 1643-81				
	Норми кінематичної точності F_r	Норми плавності $\pm f_{pt}$	Норми бічного зазору F_β	Шорсткість поверхні R_a	Параметр плавності $\pm f_{pt}$ після року 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 із представлених 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. Другий по продуктивності процесу є схема II. Однак ці схеми I й II не дозволяють використати інструмент зі зменшеними розмірами різальних

кромок.

Зі схем різання для керамічного інструмента (III, IV, V) найбільш ефективною є схема V. Тут шлях обкату найменший, але необхідно враховувати величину допоміжного часу, пов'язаного з переустановкою інструмента і підналагодженням заготовки колеса.

Схема III є другою по ефективності. Недолік її в тім, що через великий вихідний зсув інструмента щодо осі колеса на існуючих верстатах можлива обробка косозубих коліс тільки із зовнішнім діаметром до 800 мм. Схема IV зручна в експлуатації, тому що не вимагає переустановки фрез.

У ВАТ “НКМЗ” також паралельно проводилися роботи з освоєння технології чистовий зубообробки загартованих коліс на верстатах фірми “MAAG” з використанням спеціального супорта і дискових фрез, оснащених керамікою.

2. ТЕХНОЛОГІЧНИЙ РОЗДІЛ

2.1. Технологічні особливості обробки зубчастих коліс одношпindelною и двошпindelною схемою різання

Для чистової обробки загартованих коліс на верстатах фірми “MAAG” розроблені дві конструкції спеціальних фрезерних супортів: одношпindelну, яка реалізує схему III, і двошпindelну, що реалізує схему різання IV.

Одношпindelний супорт (рис 2.1, 2.2) складається з опорної плити 1, шпindelю 2, оправки 3, шпонки торцевої 4, кріпильних гвинтів 5, електродвигуна 7, клиноремінної передачі 8. Диска фреза 6 закріплюється консольно на оправці 3.

Фрезерний супорт встановлюється на повзуні верстата замість супорта, що містить зубостругальну гребінку. Залежно від того, яку сторону зубів необхідно обробити, на супорті встановлюють фрезу ліворізальну або праворізальну.

У процесі обробки дискова фреза робить зворотно-поступальний рух вниз, аналогічно руху зубостругальної гребінки.

Після обробки однієї бічної поверхні всіх зубів колеса на супорті змінюється, наприклад, ліворізальна фреза на праву, змінюється напрямок обертання та хід колеса на зворотні й здійснюється обробка іншої бічної поверхні зубів.

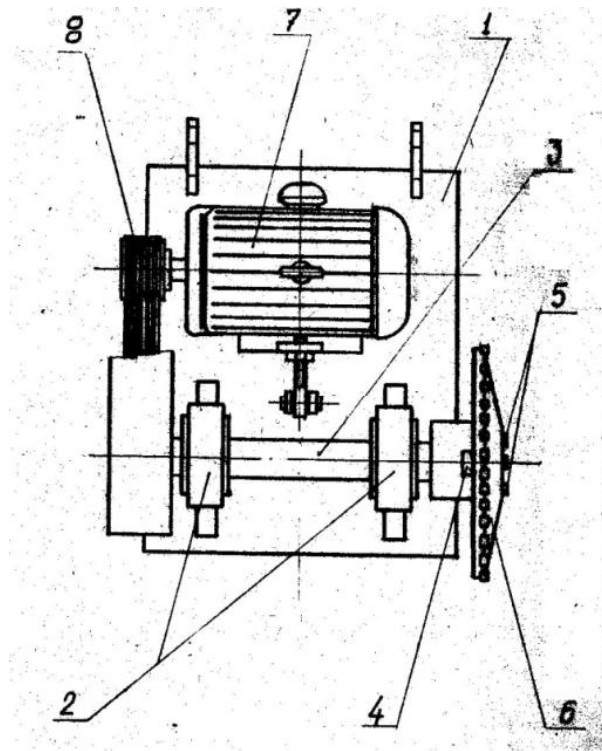


Рисунок 2.1. Принципова схема одношпindelного спеціального супорта до зубостругального верстата фірми «МАОГ»

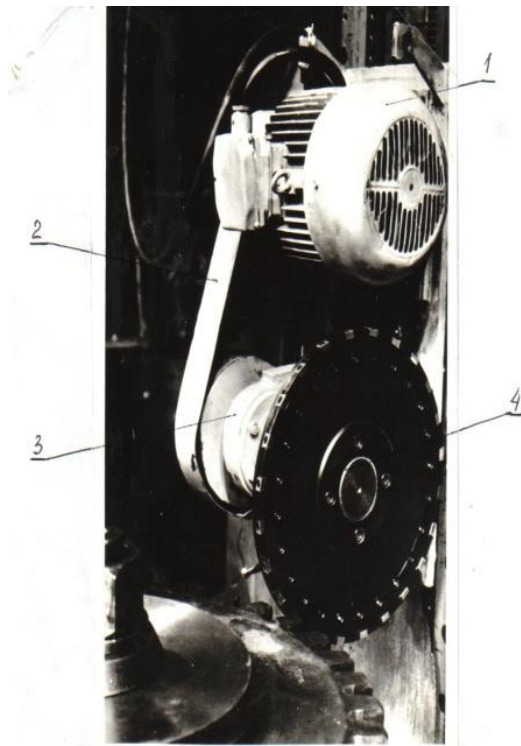


Рисунок 2.2. Робоча конструкція одношпindelного спеціального супорта фірми «МАОГ»: 1 - електродвигун; 2 - клиноремінна передача; 3 - шпindel; 4 - дискова фреза, оснащена керамікою

Двохшпindelний супорт складається із двох шпindelних головок (рис. 2.3), кожна з яких має незалежний привід і нахилена на кут $\alpha_0 = 20^\circ$. Ліва головка нерухомо закріплена на настановній плиті. Права головка переміщається в напрямних за допомогою ходового гвинта в напрямку, паралельному руху заготовки.

Дискові фрези діаметром 400 мм приводяться в обертання електродвигунами потужністю $P=1,5$ кВт за допомогою черв'ячних пар з передатним відношенням $u = 4,75$. Частота обертання дискових фрез становить 300 об/хв. Відстань між дисковими фрезами вибирається залежно від модуля оброблюваного зубчастого колеса й змінюється в межах від 75 мм до 150 мм. Як мащення черв'ячної пари застосовується нелеговане масло циліндрове марки 52 за ДСТ 6411-81.

На даний час освоєне виробництво спеціальних фрезерних супортів до серійних вертикально-зубофрезерних верстатів мод. 5А342 і мод. 5343 [23]. На рис. 2.4 показана принципова конструкція одношпindelного спеціального супорта до верстата мод. 5А342. Супорт складається з основи 1, що приєднується до колони верстата, поперечної траверси 2, на якій розміщена інструментальна каретка 3 з індивідуальним приводом 4 і дисковою фрезою 5. Тангенціальне переміщення V_m траверси 2 здійснюється за допомогою ходового гвинта 6, а зворотно-поступальні переміщення вниз каретки 3 з інструментом здійснюється за допомогою високомоментного електродвигуна й кулькової гвинтової пари 8.

Відмінними характеристиками спеціального супорта (рис. 2.4) до верстата мод. 5343 є наявність двох шпindelів 1 й 2, розташованих стосовно основи 3 під кутом $\alpha_0 = 20^\circ$, і збільшена довжина напрямних траверси 4, що дозволяє обробити зубчасті колеса з довжиною зуба $b = 1500$ мм.

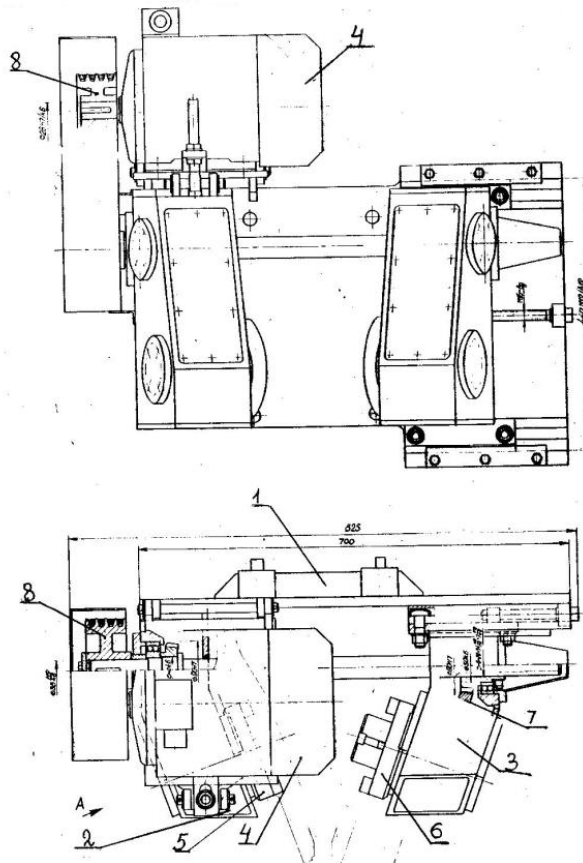


Рисунок 2.3. Принципова конструкція двошпindelного спеціального супорта до зубофрезерного верстата

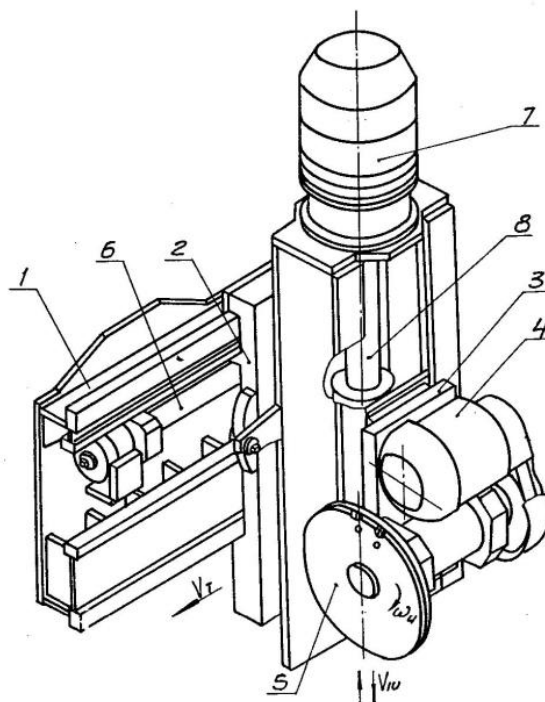


Рисунок 2.4. Принципова конструкція одношпindelного спеціального супорта до вертикально-зубофрезерного верстата мод. 5А342

Кожна із двох дискових фрез 5 і 6 має індивідуальні приводи 7 і 8, а відстань між ними регулюється за допомогою настановних гвинтів 9 і 10. Супорт дозволяє обробляти загартовані зубчасті колеса з модулем зубів до $m = 50$ мм, кутом нахилу зубів до $\beta = 15^\circ$ і зовнішнім діаметром до $D_a = 3000$ мм.

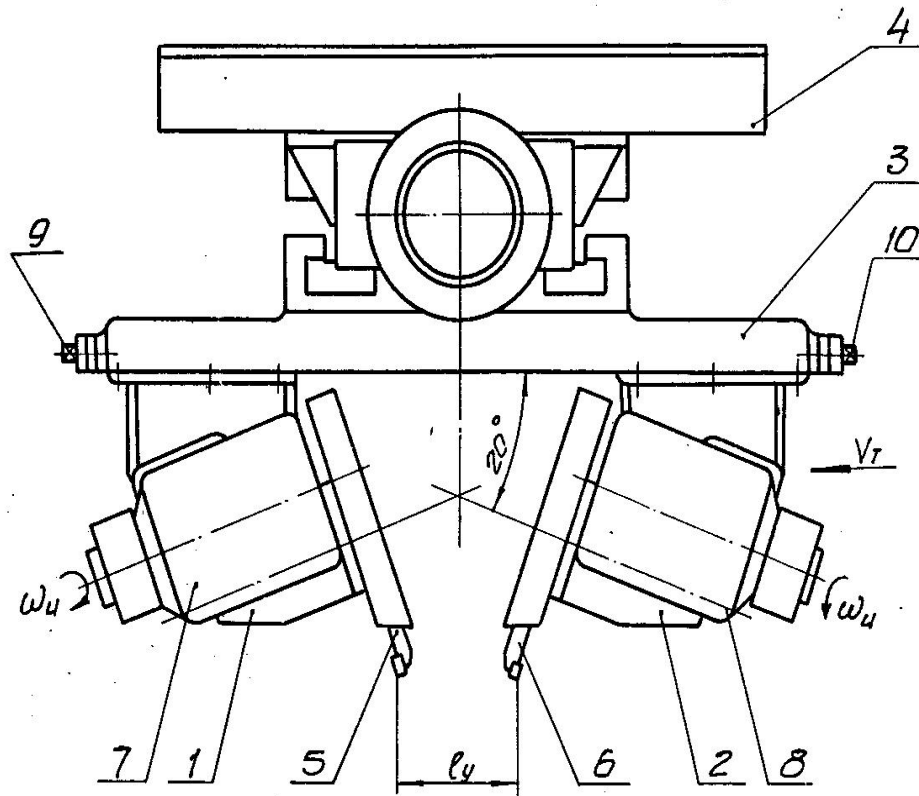


Рисунок 2.5. Принципова конструкція двошпindelного спеціального супорта до зубофрезерного верстата мод. 5343

Обидва супорти використовують у першу чергу для чистової обробки загартованих коліс і приводних шестірень рудо- і вуглерозмельних млинів замість зубошліфування та з метою виключення кооперації виробництва або придбання імпортного дорогого зубошліфувального устаткування.

2.2. Оснащення для інтенсивної обробки зубчастих коліс надшвидкісними дисковими немодульними фрезами, оснащеними керамікою

Дискова фреза (рис. 2.6) однобічного різання складається з корпусу 1, на периферійній поверхні якого виконані пази під пластинки. У пази вставлені керамічні ріжучі пластинки 2 (форма 03131 за ДСТ 25003-81, матеріал ВОК-81 за ДСТ 26630-81), які закріплюються в корпусі за допомогою притисків 3 і гвинтів 4. Кільце 5, що служить для базування різальних пластинок, кріпиться до корпусу 1 гвинтами 6.

Для обробки зубчастого колеса – право- або лівобічних поверхонь зубів встановлюють і закріплюють у спеціальному супорті, відповідно, праву або ліву фрезу. Фреза кріпиться до шпинделя спеціального супорта чотирма гвинтами М12. Обертовий момент від шпинделя до фрези передається двома торцевими шпонками. Після обробки однієї бічної поверхні всіх зубів колеса ліва фреза на спеціальному супорті міняється на праву. Змінюється напрямок обертання і напрям ходу колеса на зворотні і здійснюється обробка іншої сторони зубів колеса.

Для усунення переустановок дискових фрез на спеціальному супорті розроблена дискова фреза двостороннього різання (рис. 2.7), що дозволяє здійснювати обробку обох бічних поверхонь зубів колеса. Характерною рисою фрези двостороннього різання є наявність другого ряду різальних пластин, (рис. 2.7) зміщених щодо першого ряду на половину окружного кроку. У процесі обробки спочатку одним рядом пластин обробляють одну з бічних поверхонь зубів колеса, наприклад, праву, а потім, після реверса колеса і напрямку тангенціального переміщення каретки з інструментом, обробляють другу - ліву бічну поверхню.

Така конструкція дискової фрези дозволяє скоротити номенклатуру зуборізного інструмента і заощаджувати допоміжний час на переустановку фрези. На рисунках 2.8 й 2.9 показані конструкції дискових фрез.

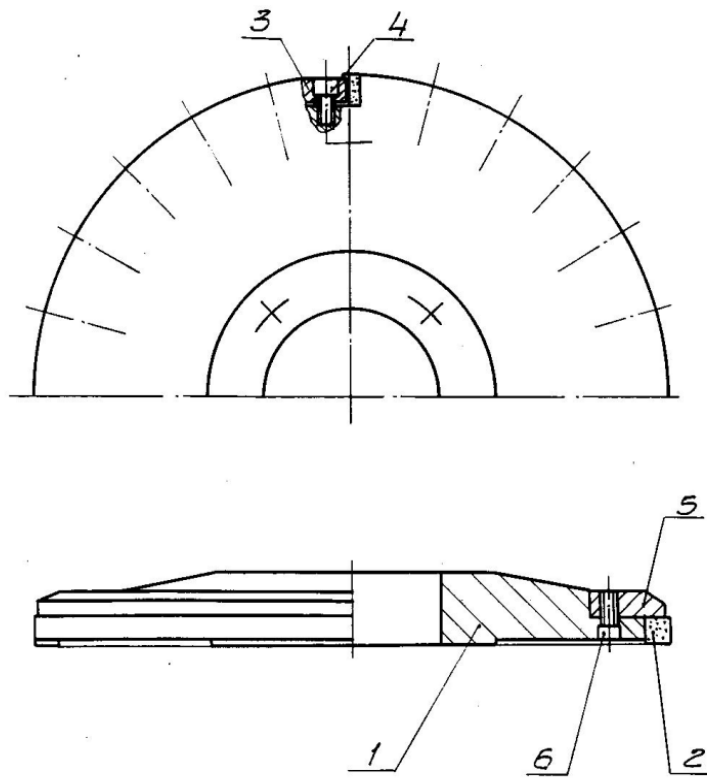


Рисунок 2.6. Диска фреза однобічного різання

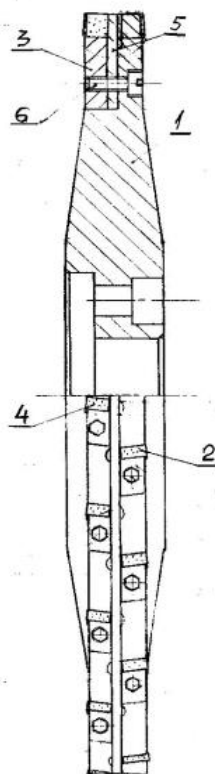


Рисунок 2.7. Диска фреза двостороннього різання

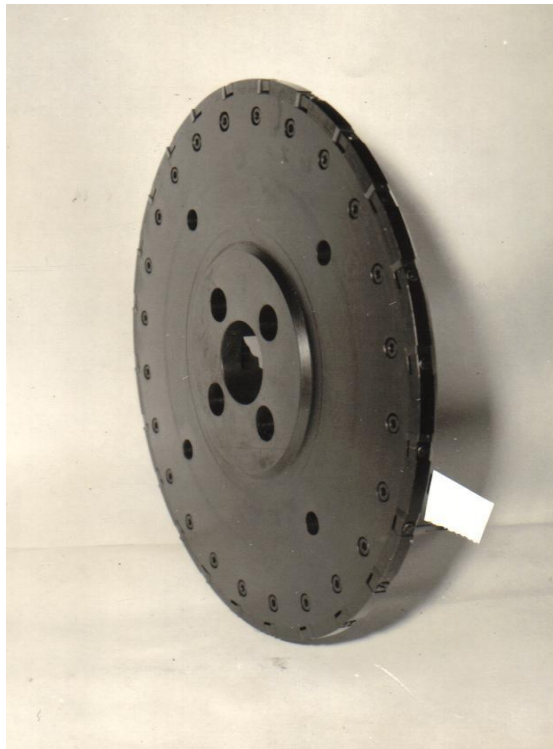


Рисунок 2.8. Конструкція дискової фрези однобічного різання
 $m=12-36\text{мм}$

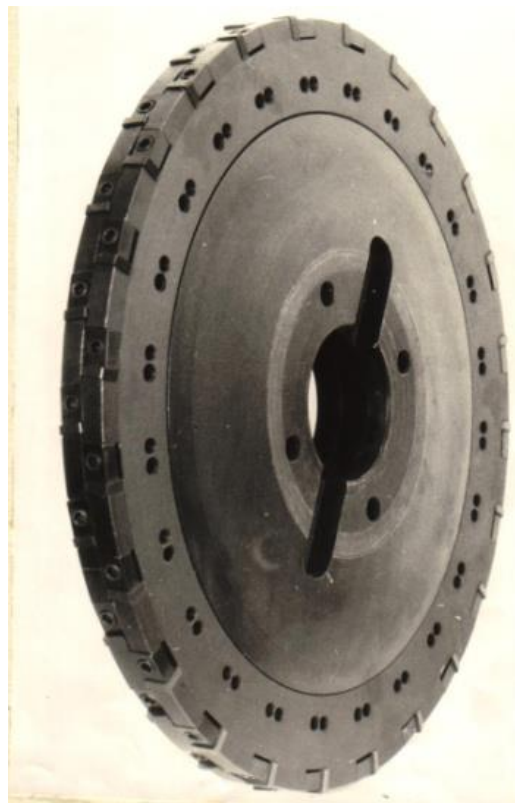


Рисунок 2.9. Конструкція дискової фрези двостороннього різання
 $m=20-36\text{мм}$

3. НАУКОВО – ДОСЛІДНИЙ РОЗДІЛ

3.1 Особливості кінематики зубообробки зубчастих коліс

Аналізуючи рух зубів дискової фрези при зубофрезеруванні (рис. 3.1), можна зробити висновок, що траєкторією руху точок різальних кромek зубів є подовжена циклоїда (трохоїда) [16, 17].

Рівняння трохойди в параметричному виді:

$$x = a \cdot \varphi - r \sin \varphi, \quad (3.1)$$

$$y = a - r \cdot \cos \varphi, \quad (3.2)$$

де r - радіус обертання зуба фрези; a - радіус вихідного кола; φ - кут MCF - кут повороту вихідного кола, від положення, у якому точка F збігається з початковою точкою D .

Радіус кривизни трохойди:

$$\rho = (r^2 + a^2 - 2 \cdot r \cdot a \cdot \cos \varphi)^{3/2} / r(r - a \cdot \cos \varphi). \quad (3.3)$$

Радіус кривизни трохойди в точці максимуму A :

$$\rho_A = (r + a)^2 / r. \quad (3.4)$$

Шлях різання або довжина контакту l_k зуба дискової фрези із зубом колеса залежить від ширини фрезерування B (рис. 3.1, б). Довжину дуги контакту AF можна визначити, як половину різниці дуг DF й DF_1 , тобто

$$l_k = AF = 1/2 (DF - DF_1). \quad (3.5)$$

Довжини дуг DF й DF₁ рівні:

$$DF = \int_0^{\varphi} \sqrt{r^2 + a^2 - 2 \cdot r \cdot a \cdot \cos \varphi} \cdot d\varphi, \quad (3.6)$$

$$DF_1 = \int_0^{\varphi_0} \sqrt{r^2 + a^2 - 2 \cdot r \cdot a \cdot \cos \varphi} \cdot d\varphi. \quad (3.7)$$

Тоді

$$l_k = \frac{1}{2} \int_{\varphi_0}^{\varphi} \sqrt{r^2 + a^2 - 2 \cdot r \cdot a \cdot \cos \varphi} \cdot d\varphi. \quad (3.8)$$

Для визначення кількості зубів фрези, що одночасно перебувають у різанні, необхідно зрівняти довжину дуги контактів AF (рис. 3.1) з довжиною дуги між двома сусідніми різальними пластинами фрези на радіусі r .

Для того, щоб у різанні перебувало два й більше зуби необхідний виконання наступної умови:

$$\frac{l_k}{r \cdot \beta} > 1, \quad (3.9)$$

де β - кут між двома сусідніми різальними кромками в радіанах.

Необхідно враховувати, що на ширину фрезерування B у умовах переривчастого обкату впливає число подвійних ходів інструмента $n_{\text{дв.х.}}$. Ширина ділянки евольвентної поверхні оброблюваного зуба – ширина фрезерування, може бути визначена по наступній залежності:

$$B = \varphi \cdot \rho_n, \quad (3.10)$$

де φ - кут повороту зуба колеса на кожен подвійний хід інструмента:

$$\varphi = \frac{360^\circ}{n_{\text{об.х}}}; \quad (3.11)$$

ρ_n - радіус кривизни евольвенти зуба в розглянутій точці.

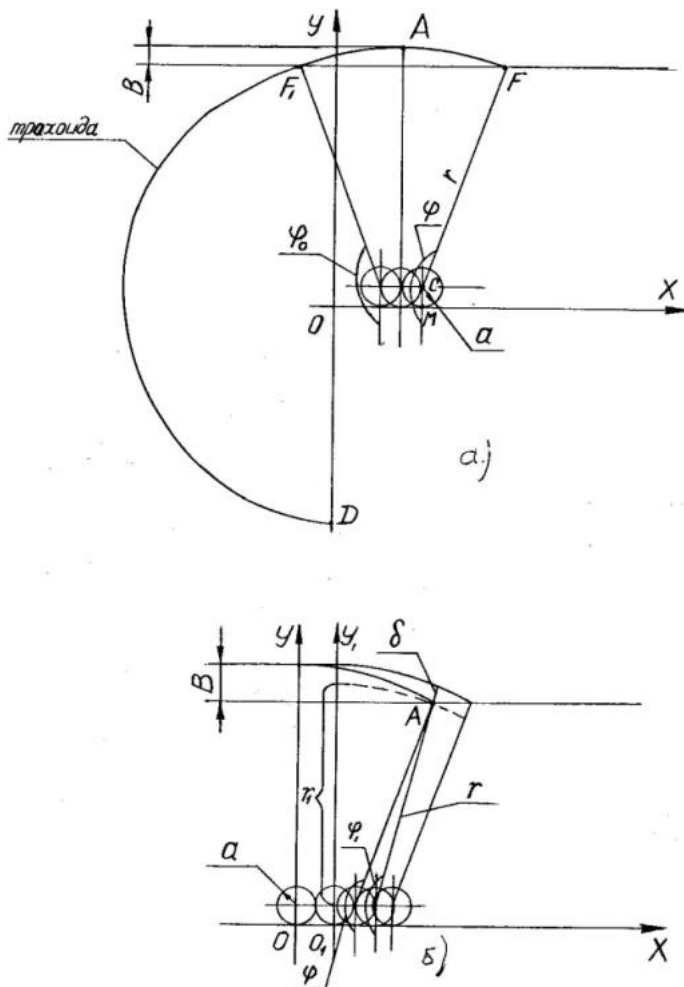


Рисунок 3.1. Дослідження кінематики зубообробки:

- а) - визначення довжини дуги контакту зуба дискової фрези із заготовкою; б) - визначення товщини зрізу вального шару

Товщина зрізу вального шару дорівнює :

$$\delta = r - r_1. \quad (3.12)$$

Визначимо величину радіуса r_1 . Точка А є апроксимацією виходу з різання попереднього зуба фрези. Координати точки А в системі координат ХО (для першого зуба фрези)

$$x = a \cdot \varphi - r \cdot \sin \varphi, \quad (3.13)$$

$$y = a - r \cdot \cos \varphi. \quad (3.14)$$

При переході в систему координат XO_1 (для наступного зуба) координати точки А будуть рівні:

$$x_{A1} = x_A - OO_1, \quad (3.15)$$

$$y_1 = y, \quad (3.16)$$

де $OO_1 = a \cdot \beta$.

Або можна записати:

$$x_{A1} = a \varphi_1 - r_1 \sin \varphi_1, \quad (3.17)$$

$$y_1 = a - r_1 \cos \varphi_1. \quad (3.18)$$

Перетворюючи дану систему, одержуємо рівняння:

$$\operatorname{tg} \varphi_1 = (a \cdot \varphi_1 - x \cdot A_1) / (a - y \cdot A_1) \quad (3.19)$$

або

$$(\operatorname{tg} \varphi_1 - a) / (a - y \cdot A_1) + (x \cdot A_1) / (a - y \cdot A_1) = 0. \quad (3.20)$$

Вирішуючи дане рівняння одним з методів наближених обчислень, знаходимо значення кута φ_1 .

Тоді

$$r_1 = (a - y \cdot A_1) / \cos \varphi_1 \quad (3.21)$$

або

$$r_1 = (a \cdot \varphi_1 - x \cdot A_1) / \sin \varphi_1. \quad (3.22)$$

Таким чином, товщина зрізуваного шару буде дорівнює

$$\delta = r - (a \cdot \varphi_1 - x \cdot A_1) / \sin \varphi_1. \quad (3.23)$$

На графіках (рис. 3.2) показана залежність довжини дуги контакту зубів фрези від вертикальної подачі S (швидкості переміщення інструмента) і числа подвійних ходів інструмента. Як видно з розрахунків і графіків, число подвійних ходів інструмента робить на ширину фрезерування і довжину дуги контакту більше значний вплив, ніж подача фрези. Разом з тим можна зробити висновок, що одночасно в різанні перебуває тільки один зуб фрези. При робочих подачах інструмента $S = 8-10$ м/хв і числі подвійних ходів $n_{\text{дв.х}} = 80-100$ довжина дуги контакту становить $l_k = 20-21$ мм, у той час як відстань по дузі між двома сусідніми різальними пластинами фрези при $D_\phi = 400$ мм і $Z_\phi = 24$ становить 50 мм.

На товщину зрізуваного шару великий вплив робить зміна вертикальної подачі S інструмента. На підставі отриманої залежності була розрахована товщина зрізуваного шару при наступних умовах: $m = 28$ мм, $Z = 24$, $X = +0,221$, частота обертання фрези $n = 268$ хв⁻¹, радіус фрези $r = 200$ мм, $\beta_d = 15^\circ$, число подвійних ходів 80. Подача змінювалася від 2 до 12 м/хв. Графік залежності товщини зрізуваного шару δ від подачі S показаний на рис. 3.2.

Як видно із графіка, при робочій подачі інструмента в межах $S = 8-10$ м/хв товщина зрізуваного шару кожним зубом фрези перебуває в межах $\delta = 0,105-0,129$ мм і не перевищує допустимого зрізуваного шару для випадку обробки сталених заготовок.

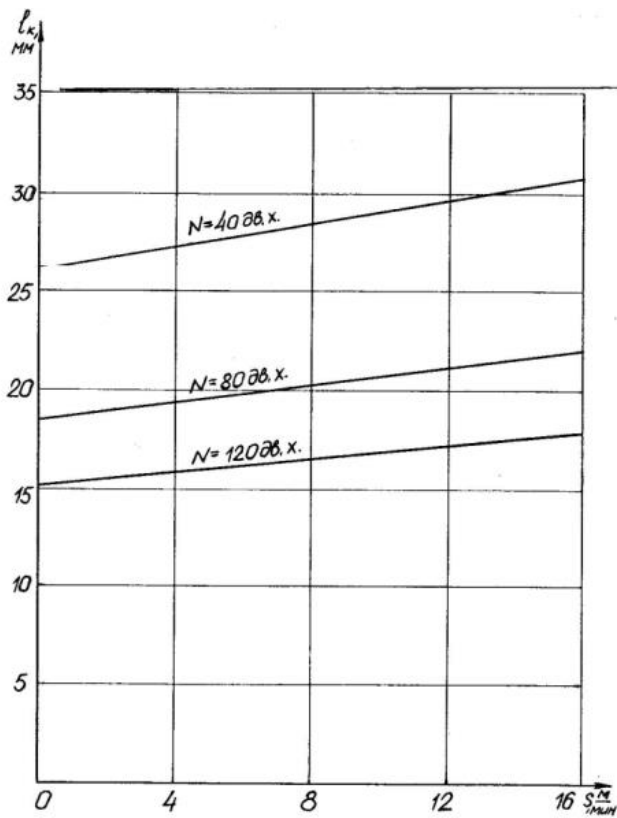


Рисунок 3.2. Залежність довжини дуги контакту від подачі й числа подвійних ходів супорта верстата

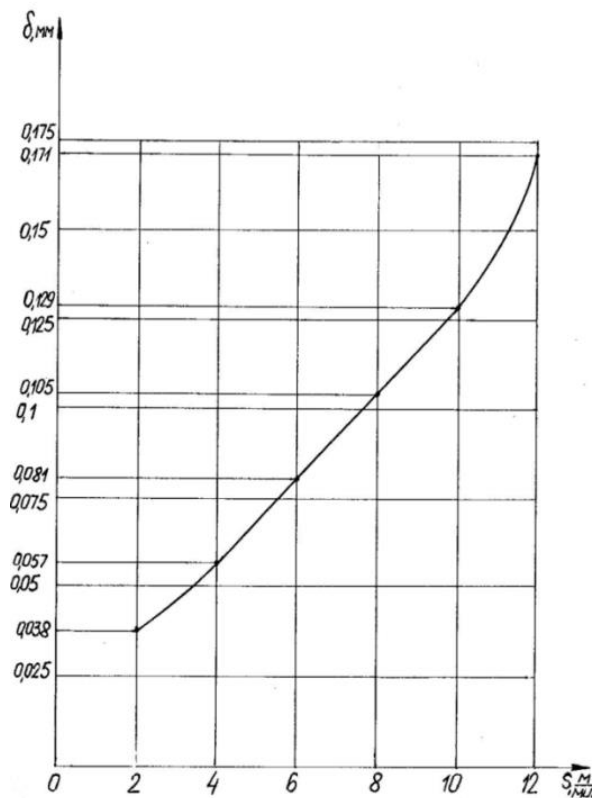


Рисунок 3.3. Залежність товщини зрізаного шару від вертикальної подачі інструмента

Відповідно до технологічного режиму різання, залежності товщини зрізаного шару, від вертикальної подачі інструмента з урахуванням радіуса скруглення різальної кромки зуба фрези встановлені основні залежності оброблюваності циліндричних загартованих зубчастих коліс основі аналізу рівняння балансу механічної і теплової енергій, що утворюються при здійсненні процесів обробки

Взаємозв'язок теоретичної залежності швидкості різання (виробнича характеристика оброблюваності) від різних технологічних факторів фізико-механічних властивостей матеріалів інструмента і деталі дозволяє здійснювати вибір раціональних режимів різання в кожному конкретному виробничому випадку з урахуванням необхідних показників стійкості інструмента (рис. 3.2, 3.3), продуктивності обробки, точності і якості поверхневого шару.

Розрахунок температури в зоні різання θ розглянемо на основі аналізу рівняння балансу механічної й теплової енергій, що утворюються при здійсненні процесів обробки.

Теплота стружки визначається сумою двох доданків:

$$Q_c = Q_{c.d} + Q_{c.m} \quad (3.24)$$

де $Q_{c.d}$ — теплота первинних пластичних деформацій, що перейшла із площини зрушення АВ у стружку, Дж/с; $Q_{c.m}$ — теплота тертя, що перейшла в стружку з передньої контактної площадки інструмента, Дж/с.

Для теплових потоків $Q_{c.d}$ і $Q_{c.m}$ отримані залежності

$$Q_{c.d} = \lambda \beta_1 \theta_A n_1 \varphi_c \quad (3.25)$$

$$\text{де } \varphi_c = 1 - \frac{2}{PeB} + \frac{1,125}{\sqrt{PeB}} \frac{\exp\left(-\frac{PeB}{4}\right)}{\operatorname{erf}\sqrt{\frac{PeB}{4}}}, \quad n_1 = \frac{1}{1 + \frac{0,225FD^{0,3}}{Pe(1 - \sin \gamma)^{0,4}}}$$

$$Q_{c.m} = \frac{\lambda b_1 \theta Pe B n [\cos \gamma + \sin \gamma - B (\cos \gamma - \sin \gamma)]}{ert \sqrt{\frac{PeB}{4}} (\cos \gamma + B \sin \gamma)} \quad (3.26)$$

$$\text{Де } n = \frac{1}{1 + \frac{0,325 FD^{0,3} (1 - \sin \gamma)^{0,25}}{\sqrt{Pe}}}$$

Підставляючи вирази (3.24) і (3.26) у рівняння (3.25), одержуємо загальне рівняння для Q_c у вигляді

$$Q_c = \frac{\lambda \beta_1 \theta_A Pe}{ert \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \left[\psi_c n_1 ert \sqrt{\frac{PeB}{4}} + B n \frac{\cos \lambda + \sin \lambda - B (\cos \lambda - \sin \lambda)}{\cos \lambda + B \sin \gamma} \right] \quad (3.27)$$

З урахуванням формули (3.23) маємо

$$Q_c = \frac{\tau_p a_1 b_1 v}{B} \left[\psi_c n_1 ert \sqrt{\frac{PeB}{4}} + B n \frac{\cos \lambda + \sin \lambda - B (\cos \lambda - \sin \lambda)}{\cos \lambda + B \sin \gamma} \right] \quad (3.28)$$

Рівняння (3.27) показує, що кількість тепла, що виходить із зони різання зі стружкою, зростає зі збільшенням міцності оброблюваного матеріалу τ_p перетину зрізу $a_1 b_1$, швидкості різання v і зменшується при зниженні усадки стружки (збільшенні B). Відзначимо, що з урахуванням формул (3.23) і (5.24) всі величини, що входять у вираз (3.28), відомі і це дозволяє визначати Q_c теоретичним шляхом. З рівняння (3.28) спеціальним аналізом отримане також спрощене вираження для Q_c , що включає в себе температуру різання θ :

$$Q_c = 1,85 \lambda b_1 \theta Pe^{0,65} E^{0,05} \quad (3.29)$$

Теплота деталі визначається сумою двох доданків;

$$Q_d = Q_{d.d} + Q_{d.m} \quad (3.30)$$

де $Q_{д,д}$ - теплота первинних пластичних деформацій, що перейшла із площини зрушення АВ у деталь, Дж/з; $Q_{д,т}$ -теплота тертя і пластичних деформацій, що перейшла в деталь із задньої контактної площадки інструмента, Дж/с.

Для теплових потоків $Q_{о,о}$ і $Q_{о,м}$ отримані залежності:

$$Q_{о,о} = \frac{0,665\lambda b_1\theta_A Pe M n_1}{\sqrt{PeB}} \quad (3.31)$$

$$\text{де } n_2 = \frac{1}{1 + \frac{0,27FD^{0,3}E^{0,3}}{\sqrt{Pe} \sin^{0,15} \alpha}}, \quad Q_{о,м} = \frac{0,625\lambda b_1\theta_A Pe B^{1,5} M E n_3}{ert \sqrt{\frac{PeB}{4}} \sin^{0,55} \alpha} \quad (3.32)$$

$$n_3 = \frac{1}{1 + \frac{0,35FD^{0,3} \sin^{0,1} \alpha}{\sqrt{Pe} E^{0,2}}}, \quad (3.33)$$

Підставляючи вирази (3.31) і (3.33) у рівняння (3.34) одержимо загальне рівняння для Q_o у вигляді

$$Q_o = \frac{\lambda \beta_1 \theta_A Pe}{ert \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \left(\frac{0,665 n_2 ert \sqrt{\frac{PeB}{4}}}{\sqrt{PeB}} + \frac{0,625 E n_3 B^{1,5}}{\sin^{0,55} \alpha} \right), \quad (3.34)$$

З урахуванням формули маємо

$$Q_o = \tau_p a_1 b_1 v M \left(\frac{0,665 n_2 ert \sqrt{\frac{PeB}{4}}}{\sqrt{PeB}} + \frac{0,625 E n_3 B^{1,5}}{\sin^{0,55} \alpha} \right), \quad (3.35)$$

Рівняння показує, що кількість теплоти, що виходить із зони різання в деталь, також зростає зі збільшенням параметрів τ , a_1 , b_1 , і v але вплив v на Q_d менше, ніж на Q_c тому що критерій $Pe = \frac{va_1}{a}$ входить також у знаменник

першого доданка. На величину Q_∂ здійснюють також вплив критерії M і E , що характеризують геометрію зони різання і різальної кромки інструмента.

Наближена формула для визначення Q_∂ з рівняння (3.35) має вигляд

$$Q_\partial = \frac{1,08 \tau_p a_1 b_1 \nu M E^{0,32} B^{0,12} \operatorname{erf}^{0,7} \sqrt{\frac{PeB}{4}}}{Pe^{0,3} F^{0,08} D^{0,025} \sin^{0,175} \alpha} \quad (3.36)$$

Рівняння для Q_∂ , що включає в себе температуру різання; θ має вигляд [15]

$$Q_\partial = m \lambda b_1 \theta \frac{Pe^n E^{0,40}}{\sin^{0,25} \alpha \sin^{0,08} \theta}, \quad (3.37)$$

де $m=0,825$; $n=0,35$; $Pe \leq 10$; $m=1,10$; $n=0,35$; $10 \leq Pe \leq 50$; $m=0,52$; $n=0,425$; $Pe > 50$;

Кількості теплоти, що надходить у фрезу визначається сумою двох доданків:

$$Q_p = Q_{p.n} + Q_{p.z} \quad (3.38)$$

де $Q_{p.n}$ — теплота, що надходить у фрезу через контактну площадку $AC=l$ її передньої поверхні, Дж/с; $Q_{p.z}$ — теплота, що надходить у зуб фрези через контактну площадку її задньої поверхні, Дж/с.

Для теплових потоків $Q_{p.n}$ і $Q_{p.z}$ отримані на основі використання теорії дійсних (суцільні лінії) і фіктивних (штрихові лінії) нерухомих джерел тепла (рис. 3.4) наступні вирази:

$$Q_{p.n} = \frac{0,144 \lambda b_1 \theta_A Pe^{0,47} F^{0,81} D^{0,24}}{B^{0,2} (1 - \sin \lambda)^{0,935} \operatorname{erf}^{0,75} \sqrt{\frac{PeB}{4}}}$$

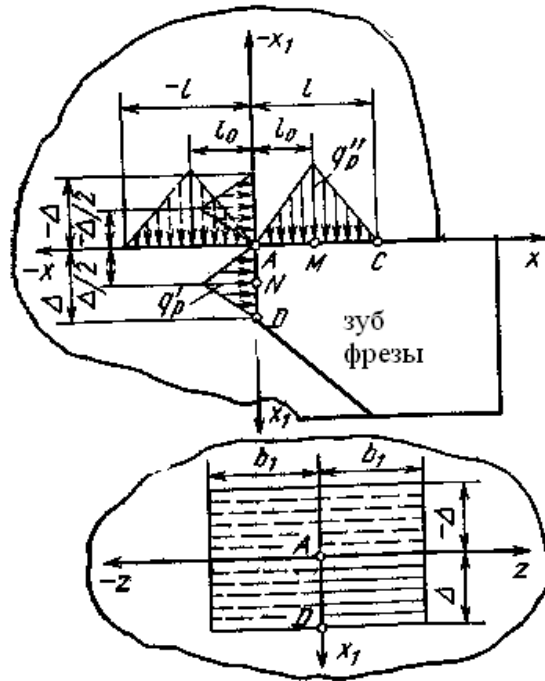


Рисунок 3.4. Схема до розрахунку кількості теплоти, що переходить в зуб фрези

$$Q_{p,0} = \frac{0,45\lambda b_1 \theta_A Pe^{0,29} F^{0,86} D^{0,283} MB^{0,82} E^{0,67}}{\sin^{0,35} \alpha \operatorname{erf}^{0,53} \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \quad (3.39)$$

Підставляючи вираження (3.39) і (3.40) у рівність (3.41), одержимо після ряду перетворень загальне рівняння для Q_p у вигляді (3.41)

$$Q_p = \frac{0,54\lambda b_1 \theta_A Pe^{0,385} F^{0,88} D^{0,26} M^{0,47} B^{0,28} E^{0,27}}{(1 - \sin \gamma)^{0,5} \operatorname{erf}^{0,65} \sqrt{\frac{PeB}{4}} \sin^{0,15} \alpha} \quad (3.40)$$

З урахуванням формули (3.37) маємо

$$Q_p = \frac{0,54\tau_p a_1 b_1 \nu F^{0,88} D^{0,26} M^{0,47} E^{0,27} \operatorname{erf}^{0,35} \sqrt{\frac{PeB}{4}}}{Pe^{0,615} (1 - \sin \gamma)^{0,5} B^{0,72} \sin^{0,15} \alpha} \quad (3.41)$$

Рівняння (3.41) показує, що кількість тепла, що переходить в

інструмент, зростає зі збільшенням параметрів τ_p , a_1 , b , і v , а також безрозмірних комплексів F , D , E и M . Зі зменшенням усадки стружки (при збільшенні B) Q_p падає. Рівняння для Q_p , що включає в себе температуру різання v , має вигляд [15]

$$Q_p = 0,6625 \lambda b_1 \theta \frac{FD^{0,3} E^{0,175}}{\sin^{0,165\alpha}} \quad (3.42)$$

Кількість тепла, що виділяється в умовній площині зрушення при зубофрезеруванні, дорівнює [14]

$$Q_{AB} = \frac{a_1 b_1 c \rho \theta_A}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}}, \quad (3.43)$$

де θ_A — максимальна температура первинних пластичних деформацій в умовній площині зрушення (у точці А, тобто на різальній кромці), °С.

Механічна енергія пластичного деформування матеріалу в умовній площині зрушення дорівнює

$$L_{AB} = R_c \cos \beta_1 v = \frac{\tau_p a_1 b_1 v}{B}. \quad (3.44)$$

З рівності механічної й теплової енергій $L_{AB} = Q_{AB}$ одержуємо

$$\theta_A = \frac{\tau_p}{c \rho B} \operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}. \quad (3.45)$$

Формула (3.45) показує, що максимальна температура в умовній площині зрушення визначається механічними (τ_p) і термічними властивостями (λ, c, ρ, a) оброблюваного матеріалу, режимами різання і ступенем пластичного деформування матеріалу. При збільшенні режимів

різання добуток PeB швидко збільшується, при цьому зростає і значення функції $\operatorname{erf} x$. При $PeB \geq 20$ функція $\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}$ стає рівної 1, значення максимальної температури пластичних деформацій стабілізується і визначається більше простим виразом для цього граничного стану

$$\theta_{An} = \frac{\tau_p}{c\rho B_0} \quad (3.46)$$

де B_0 - тангенс кута нахилу площини зрушення, що відповідає моменту стабілізації температури θ_A

Проведені по рівнянню (3.45) розрахунки температури θ_A з використанням дослідних значень B для різних сталей при широкому діапазоні зміни Pe показали, що при $PeB \geq 20$ величина її практично не залежить від параметрів різання і приблизно може вважатися свого роду постійною характеристикою оброблюваного матеріалу. Для стабілізованого (граничного) значення θ_{An} можна написати вираз

$$\theta_{An} = k\theta_{nl}, \quad (3.47)$$

де k - коефіцієнт, що має постійне значення для даного матеріалу;

θ_{nl} - температура плавлення оброблюваного матеріалу, °С.

Коефіцієнт k має для всіх оброблюваних матеріалів те саме постійне значення, рівне $k=0,215$ [1]. У цьому випадку граничне значення тангенса кута нахилу умовної площини зрушення може бути визначене по відомих величинах із простої формули

$$B_0 = \frac{4,65 \tau_p}{c\rho\theta_{nl}} \quad (3.48)$$

Вираз для поточної температури, що утворюється на умовній площині зрушення AB , отриманий у вигляді

$$\frac{\theta_{AB}}{\theta_A} = \frac{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4} \frac{y}{a_1}}}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}}, \quad (3.49)$$

де y - змінна вертикальна координата.

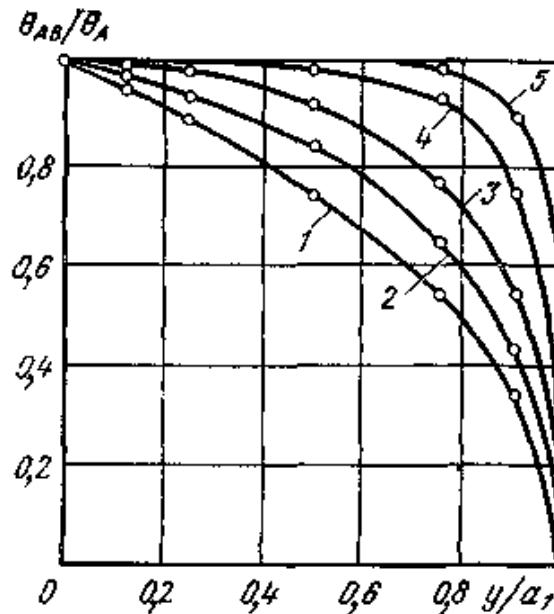


Рисунок 3.5. Зміна відносної температури θ_{AB} / θ_A в площині зрушення:

1- $Pe=1$; 2- $Pe=5$; 3- $Pe=10$; 4- $Pe=25$; 5- $Pe=50$

Формула (3.49) показує, що температура умовної площини зрушення AB є змінною й змінюється від 0 у точці B ($v=a_1$) до максимального значення θ_A в точці A ($y=0$).

В умовній площині зрушення AB для середньої температури первинної деформації отримана залежність [14]

$$\frac{\bar{\theta}_{AB}}{\theta_A} = 1 - \frac{2}{PeB} + \frac{2}{\sqrt{\pi PeB}} \frac{\exp(-0,25 PeB)}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \quad (3.50)$$

Аналіз формули (3.50) показує, що вплив третього доданка при $PeB \geq 20$ є незначним, тому при; наближених розрахунках в області раціональних режимів різання можна користуватися більш простим виразом

$$\frac{\bar{\theta}_{AB}}{\theta_A} = 1 - \frac{2}{PeB} \quad (3.51)$$

З наведених вище формул, після перетворень отримали наступні залежності:

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_{AB} &= 0,685 (PeB)^{0,07} \theta_A, PeB \leq 5; \\ \bar{\theta}_{AB} &= 0,620 (PeB)^{0,13} \theta_A, 5 \leq PeB \leq 20; \\ \bar{\theta}_{AB} &= 0,820 (PeB)^{0,04} \theta_A, PeB \geq 20 \end{aligned} \quad (3.52)$$

З формул (3.52) можна зробити висновок, що при збільшенні режимів різання $v a_1$ збільшується значення комплексу $PeB = \frac{v a_1}{a} tg \beta_1$, і середня температура в умовній площині зрушення $\bar{\theta}_{AB}$ поступово наближається за своїм значенням до максимальної температури первинних пластичних деформацій θ_A

Формули (3.47), (3.50) і (3.52) отримані при розгляді квазістаціонарної дії швидкорухомого смугового джерела тепла AB постійної інтенсивності (рис. 3.6), розташованого під кутом β_1 до адіабатичної поверхні. Теплові джерела при різанні мають об'ємний характер, тому що пластичні деформації металу протікають у певних обсягах зони різання [3, 13, 19]. У даній роботі розглянута також дія об'ємного $ABON$ джерела тепла (рис. 3.7), коли в умовній площині зрушення AB інтенсивність тепловиділення є постійної, а в напрямку осі x , що змінюється за експонентним законом

$$q = q_{max} \exp \left[-n \left(1 - \frac{x_0}{\Delta_0} \right) \right], \quad (3.53)$$

де q_{max} — максимальна інтенсивність тепловиділення об'ємного

джерела в умовній площині зрушення AB ; $n = 3...5$.

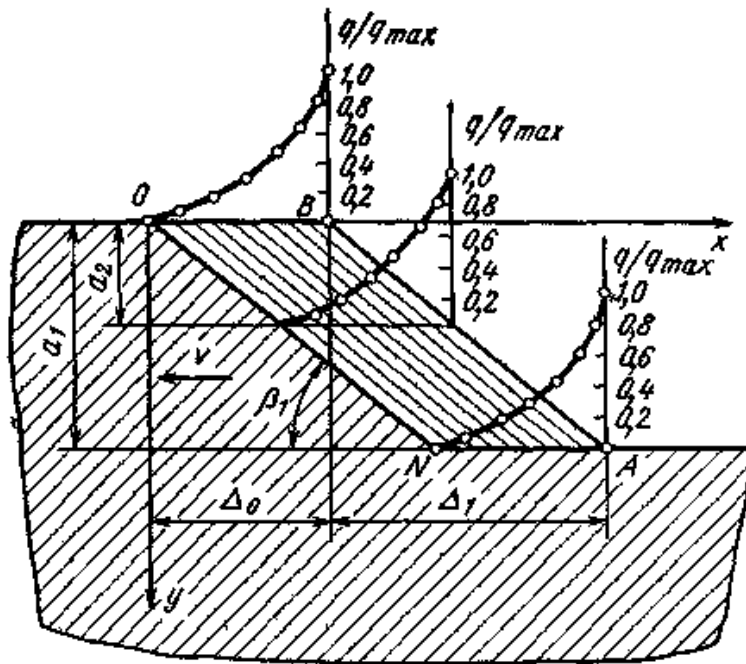


Рисунок 3.6. Схема дії смугового і об'ємного джерел тепла в зоні первинних пластичних деформацій оброблюваного матеріалу

Встановлено, що при дії плоских і об'ємного похилих джерел тепла, розташованих під кутом β_1 максимальна температура розвивається в точці A . Відношення максимальних температур θ_{A_0} і θ_A , що розвиваються відповідно при дії об'ємного і плоского джерел тепла, визначається виразом

$$\frac{\theta_{A_0}}{\theta_A} = \frac{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4} \left(1 + \frac{\Delta_0}{\Delta_1}\right)}}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \quad (3.54)$$

де Δ_0 й Δ_1 — розміри джерел.

Кількісний аналіз виразу (3.54) показав, що вплив об'ємності джерела на відношення максимальних температур зменшується зі збільшенням PeB і зменшенням відношення Δ_0/Δ_1 (табл. 3.1). При всіх значеннях Δ_0/Δ_1 вплив об'ємності джерела можна практично не враховувати при $PeB \geq 20$: об'ємне джерело як би «перероджується» у плоский.

Таблиця 3.1 - Відношення максимальних температур первинних пластичних деформацій при дії об'ємного і плоского джерел тепла, розташованих під кутом β_1

Δ_0 / Δ_1	Величина відношення температур θ_{A_0} / θ_A при різних значеннях PeB			
	1	5	10	20
0,1	1,045	1,02	1,005	1,00
0,5	1,18	1,07	1,02	1,00
1	1,31	1,10	1,025	1,00
2	1,50	1,12	1,025	1,00

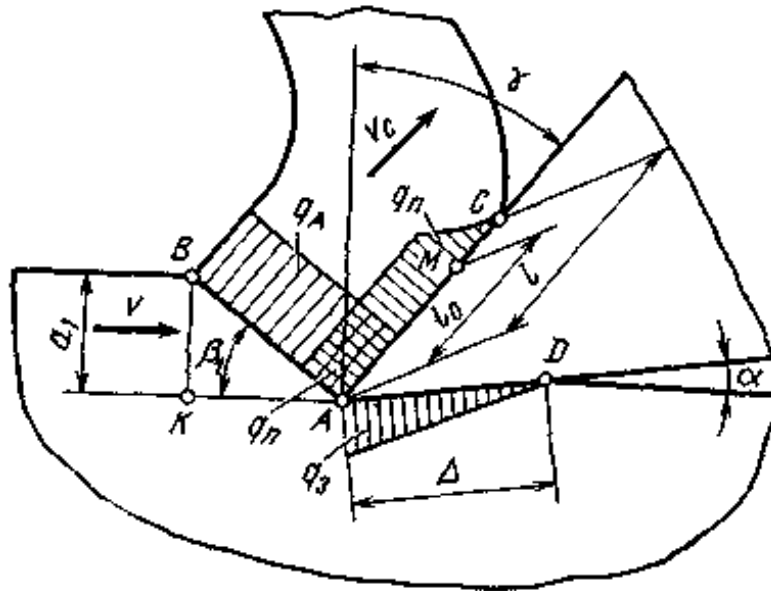


Рис. 3.7 - Схеми розподілу сумарних інтенсивностей тепловиділення в площині зрушення і на контактних поверхнях інструмента

3.2 Оцінка впливу вібрацій на процес формоутворення поверхневого шару при зубонарізанні

При чистовій і швидкісній зубообробці виникають вібрації, які викликають відхилення параметрів поверхневого шару зубчастих коліс, джерелом яких є:

- 1) Радіус закруглення різальної кромки зубів зубообробної фрези – ρ при змінному знятті припуску при зустрічному фрезеруванні;
- 2) Швидкості різання – V ;
- 3) Подачі – $S_{xв}, S_o$;
- 4) Геометричні параметри зубообробних фрез.

Відповідно до технологічних режимів різання в стані сталого режиму зубообробки кожне із цих відхилень може сприяти зміні кількісних і якісних показників параметрів поверхневого шару зубчастих коліс і сил, що діють на зуборізну фрезу. Залежно від напрямку і фази відхилень діючі сили можуть або гасити, або збуджувати вібрацію.

Система, виведена імпульсом сили з рівноваги, звичайно вібрує із загасанням коливань. Однак, якщо зміни сил різання значні і протистоять демпфуючому ефекту, то вони можуть викликати ріст амплітуди вібрації; встановлюється рівновага демпфуючих і збуджують сил. Вібрація, що виникає в такому випадку, називається самозбуджуючою.

Характерною рисою вібрацій у процесі різання є їхня комплексність. Вібрація, яка збуджується в будь-якому одному напрямку, може привести до зміни технологічних умов формоутворення. Це, у свою чергу, приводить до зміни сил не тільки в напрямку вібрації, але також і у напрямках, ортогональних до неї.

Отже, спільно можуть сполучатися кілька видів коливань. Це обставина і підсилює ефект самозбуджуючої вібрації (автоколивань).

У багатьох випадках фреза рухається по поверхнях, які були раніше вже оброблені цією фрезою. Якщо вібрація виникла при попередньому

робочому ході, то оброблювана поверхня буде хвилеподібною, що викличе зміну сили різання. Залежно від фазового співвідношення може відбутися збільшення хвилястості поверхні. Кілька наступних робочих ходів викликають збільшення цієї регенеративної вібрації.

При зубофрезеруванні циліндричних загартованих великомодульних зубчастих колі спостерігається чотири основних типи вібрації (коливань).

1. Вільна вібрація (власні коливання) системи виникає внаслідок яких-небудь ударних впливів (рис. 3.8). Ця вібрація буде загасати внаслідок дії демпфуючої сили верстата.

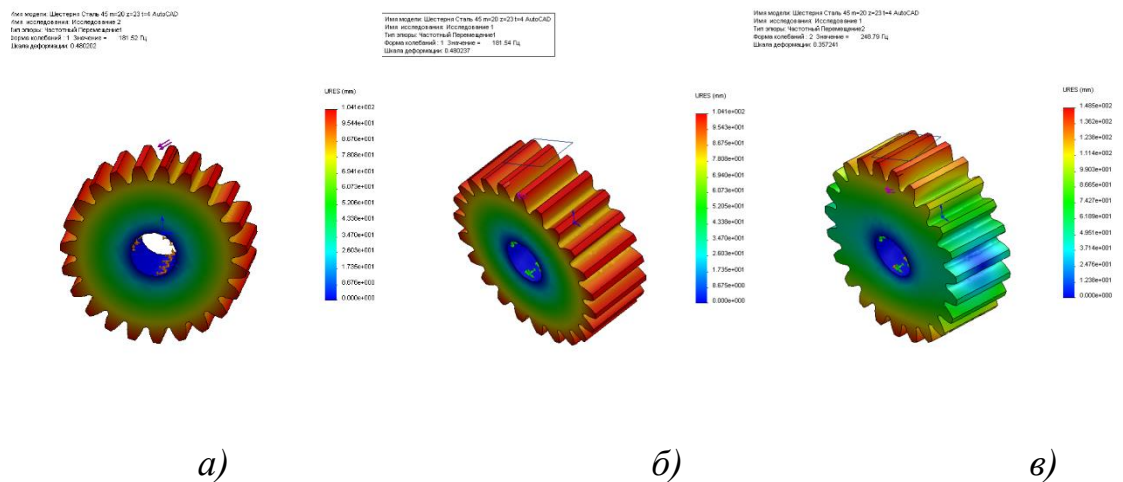


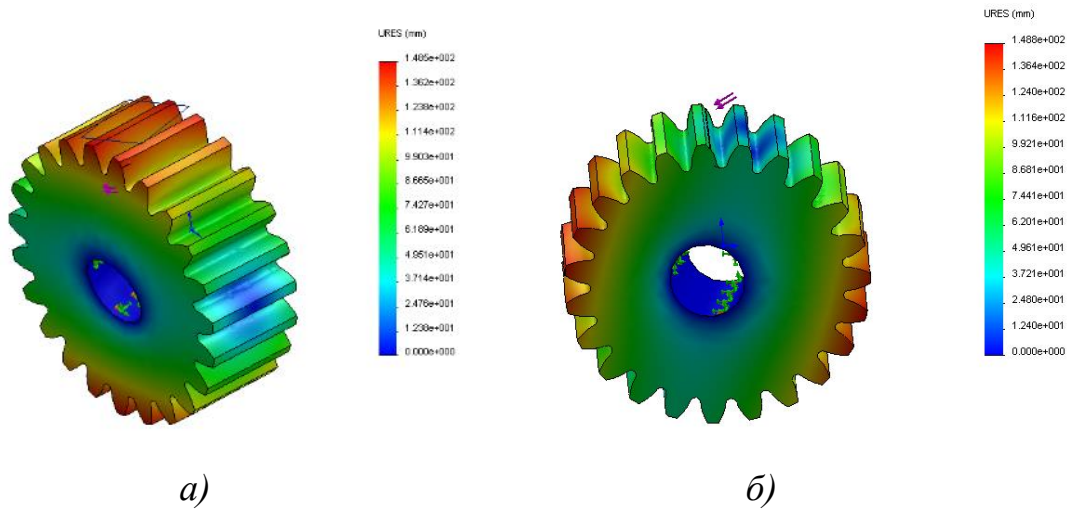
Рисунок 3.8. Вільна вібрація при зубофрезеруванні циліндричної загартованої шестірні $m=20$, $z=23$ із частотою власних коливань

а) - 181,52Гц; б) - 181,54Гц; в) - 248,79Гц

2. Вимушені коливання, що виникають від зовнішнього джерела, а не від процесу різання. Ці коливання можуть виникати внаслідок дисбалансу приводу верстата або під дією зовнішнього динамічного навантаження (рис. 3.9). Такі коливання, як правило, не досягають резонансної частоти системи верстат - інструмент - заготовка.

Имя модели: Шестерня Сталь 45 m=20 z=23 t=4 AutoCAD
 Имя исследования: Исследование 1
 Тип эпоры: Частотный Перемещение2
 Форма колебаний: 2 Значение = 248,79 Гц
 Шкала деформации: 0,357241

Имя модели: Шестерня Сталь 45 m=20 z=23 t=4 AutoCAD
 Имя исследования: Исследование 2
 Тип эпоры: Частотный Перемещение2
 Форма колебаний: 2 Значение = 248,85 Гц
 Шкала деформации: 0,356568



Имя модели: Шестерня Сталь 45 m=20 z=23 t=4 AutoCAD
 Имя исследования: Исследование 1
 Тип эпоры: Частотный Перемещение3
 Форма колебаний: 3 Значение = 248,96 Гц
 Шкала деформации: 0,357232

Имя модели: Шестерня Сталь 45 m=20 z=23 t=4 AutoCAD
 Имя исследования: Исследование 2
 Тип эпоры: Частотный Перемещение3
 Форма колебаний: 3 Значение = 249,04 Гц
 Шкала деформации: 0,356822

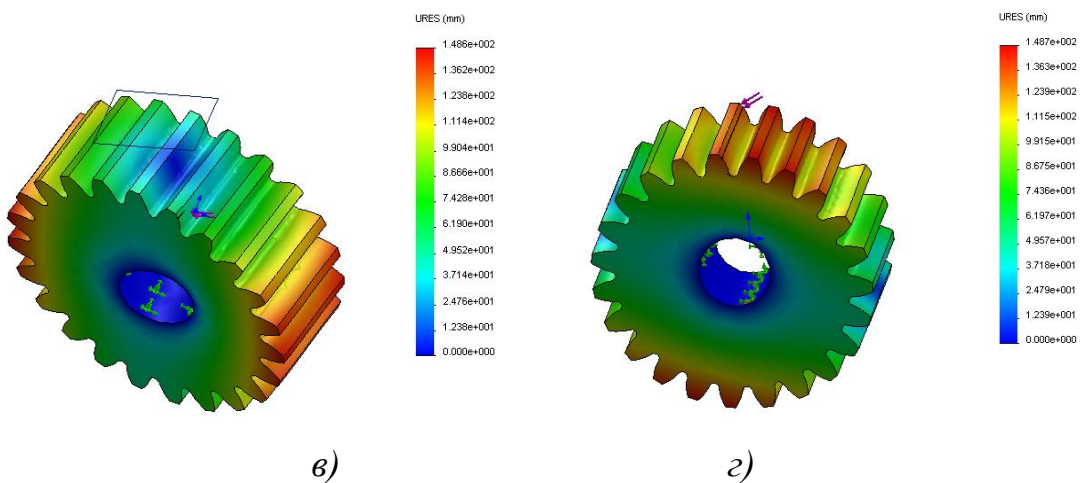


Рисунок 3.9. Деформація при зубофрезеруванні циліндричної загартованої шестірні $m=20$, $z=23$ із частотою вимушених коливань
 а) - 248,79Гц; б) - 248,85Гц; в) - 248,96Гц; г) - 249,04Гц

3. Вимушені коливання, які виникають під час процесу зустрічного фрезерування. Процес зустрічного фрезерування має періодичність, що приводить до вимушених коливань (наприклад, процес утворення переривчастої елементної стружки в співвідношенні з радіусом заокруглення

різальної кромки зубів фрези – ρ).

4. Самозбуджувальна вібрація. Явище, при якому вібраційний рух, що виникає в процесі різання, створює енергію для збереження вібрації. Це явище може розглядатися як негативне демпфування.

Типи вібрацій можуть розглядатися в системі з одним ступенем вільності при масі $m=M$ на пружному елементі із жорсткістю k та зусиллям демпфування g , як показано на рис. 3.10

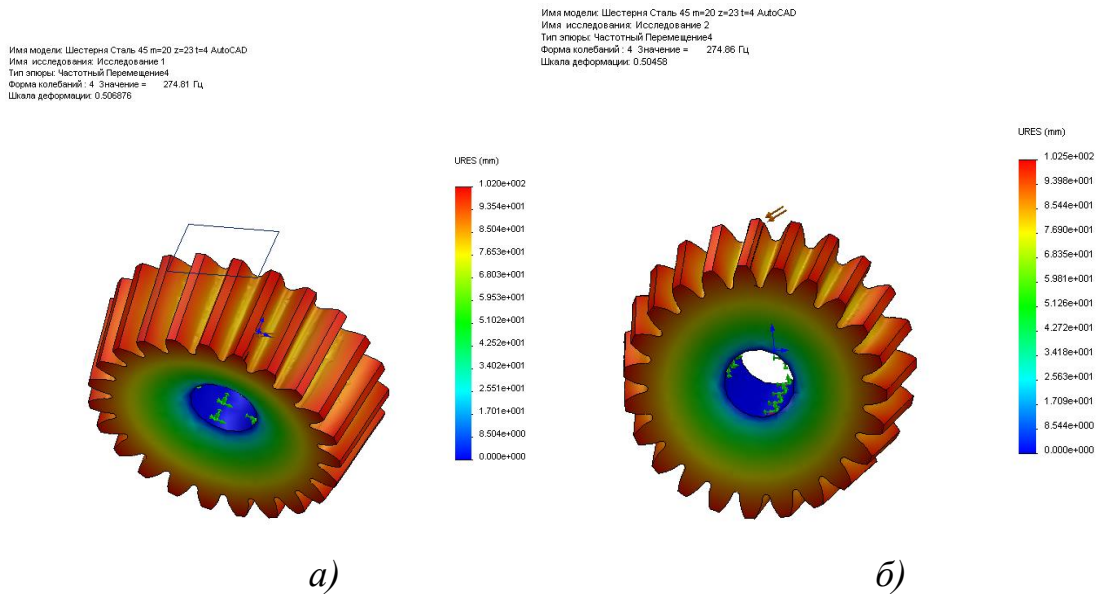


Рисунок 3.10 - Деформація при зубофрезеруванні загартованої шестірні $m=20$, $z=23$ із частотою вимушених коливань при зустрічному зубофрезеруванні а) - 274,81Гц; б) - 274,86Гц

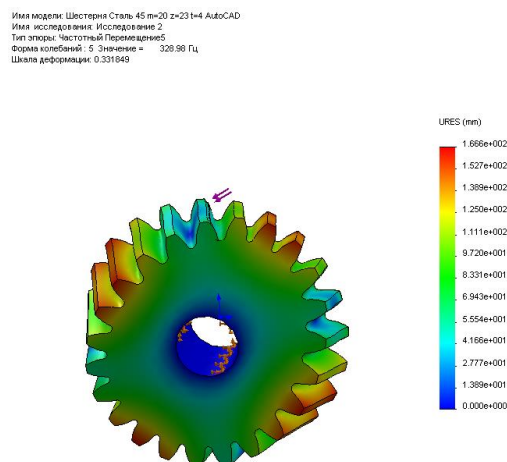


Рисунок 3.11. Деформація при зубофрезеруванні циліндричної загартованої шестірні $m=20$, $z=23$ із частотою само збуджуючої вібрації 326,96Гц

Якщо маса рухається із прискоренням \ddot{x} під дією прикладеної сили $F(t)$, тоді рівняння рівноваги має такий вигляд:

$$m \cdot \ddot{x} = -g \cdot \dot{x} - k \cdot x + F(t) \quad (3.55)$$

або

$$m \cdot \ddot{x} + g \cdot \dot{x} + k \cdot x = F(t) \quad (3.56)$$

Допускається, що пружний елемент має зворотну силу, пропорційну зсуву x , у той час як віброгасник має демпфуючу силу, пропорційну \dot{x} швидкості.

Складні системи з багатьма ступенями вільності і нелінійними демпфуючими і зворотними силами можуть бути приведені до простими, описуваними рівняннями.

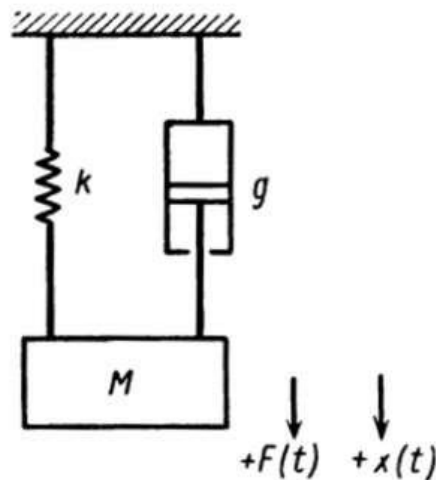


Рисунок 3.12. Схема віброуючої системи з одним ступенем вільності:

k - жорсткість; g - демпфер; M - маса

Зазначена форма рівняння адекватно застосовна для опису вібрацій при зубофрезеруванні циліндричних загартованих великомодульних зубчастих коліс для вільної вібрації $F(t)=0$. Для систем з вимушеною вібрацією незалежно від того, чи передається сила від зовнішніх джерел або виникає в

процесі різання, $F(t)$ являє собою збуджуючу силу, тоді як g_x і k_x – демпфуюча і зворотна сили системи. Системи із самозбуджуючою вібрацією (автоколивальні системи) можуть мати негативні значення демпфуючої сили. Особливістю самозбуджуючих вібрацій є те, що їхня частота збігається з однієї із власних частот динамічної технологічної верстатної системи «верстат - зуборізна фреза - оброблюване зубчасте колесо». Це впливає з раніше розглянутої моделі самозбуджуючої вібрації, як коливань із негативним коефіцієнтом демпфування. Отже, будь-який аналіз динаміки процесу зубофрезерування в умовах автоколивань містить у собі динамічні характеристики елементів конструкції зубофрезерного верстата і технологічних характеристик процесу формоутворення.

Характеристика сила – швидкість: $F(t)=f(V)$. Перше систематичне дослідження вібрації при металообробці було виконано Арнольдом. Він експериментально досліджував фактори, як найбільш важливі при вібрації: геометрію інструмента, швидкість різання, подачу і параметри інструмента, виклав теорію самозбуджуючої вібрації, засновану на факті зменшення сили різання при збільшенні швидкості. У міру коливання інструмента відносна швидкість між інструментом і заготовкою буде змінюватися. З огляду на падаючу характеристику залежності «сила – швидкість», Арнольд зробив висновок про постійний приплив енергії різання для підтримки й посилення вібрації.

Грунтуючись на постійному припливі енергії різання для підтримки й посилення вібрації, Арнольд вивів рівняння коливального руху осі обертання фрези:

$$m \cdot \ddot{x} + \Phi_2(x) \cdot \dot{x} + k \cdot x = \Phi_1(v' d\theta) \quad (3.57)$$

де m – еквівалентна маса фрези в точці різання; v і D – установлена швидкість різання і товщина зрізу; v' – миттєві значення швидкості; x – миттєва величина зсуву осі обертання фрези; $\Phi_2(x)$ – коефіцієнт

демпфування фрези; k – відновлювальне зусилля на одиницю відхилення, $\Phi_1(v', d, \theta)$; - функція вертикальної сили різання.

Падаюча характеристика залежності «сила – швидкість» $F(t)=f(V)$ враховується константою a . Отже, допускаючи вплив товщини зрізу і переднього кута на силу різання, одержуємо

$$\Phi_1(v', d, \theta) = (P_o - a \cdot v') \cdot \Phi_2(d, \theta) \quad (3.58)$$

Підставляючи $v' = v - \dot{x}$ й $\Phi_2(d, \theta) = (c + b \cdot x)$, (де P_o, a, b і c – константи геометричних параметрів фрези й матеріалу заготовки) у рівняння, маємо

$$m \cdot \ddot{x} - [a \cdot c + a \cdot b \cdot x - \Phi_2(x)] \cdot \dot{x} + [k - b \cdot (P_o - a \cdot v)] \cdot x = c \cdot (P_o - a \cdot v) \quad (3.59)$$

Це рівняння може бути представлене як

$$m \cdot \ddot{x} - [A + B \cdot x - \Phi_2(x) \cdot \dot{x} + F' \cdot x] = K \quad (3.60)$$

Якщо коефіцієнт демпфування $[A + B \cdot x - \Phi_2(x)]$ є позитивним (при малих амплітудах), то буде спостерігатися динамічна нестабільність і вібрація буде зростати доти, поки вхідна енергія не стане рівною нулю.

Хоча модель, запропонована Арнольдом, і є занадто спрощеною для повного опису вібраційних явищ у системі «верстат – інструмент», вона послужила основою для більшості наступних досліджень автоколивань.

Багато дослідників вважають, що нахил кривої залежності «сила-швидкість» не є досить крутим для пояснення явища автоколивань. Шоу і Холкен привели дані по силах, отриманих в динамічних умовах при наявності вібрації фрези. Із цих даних видно, що динамічні сили нижче, ніж сили при стаціонарному різанні для еквівалентних умов. Нахил кривої «сила-

швидкість» набагато крутіше для динамічного різання.

Автоколивання встановлюється в основному внаслідок відставання по фазі сили різання від руху вібрації. Цей ефект був виявлений при вільному ортогональному різанні з використанням досить пружної заготовки. Для запису рухів фрези і заготовки застосовувалися дзеркала, прикріплені до вібруючих елементів і які відбивали світловий промінь. Переміщення світлової плями фіксувалося на відеозйомці. Внаслідок ефекту відставання сили від вібраційного переміщення при кожному коливанні звільняється певна енергія, що зберігає вібрацію.

Відставання за часом сили різання визначається відставанням у зміні опору тертя на передній поверхні різця. Сила тертя не може змінюватися миттєво без зміни товщини стружки.

Дой і Като досліджували автоколивання, що виникають у системі з одним ступенем вільності, внаслідок відставання за часом горизонтальної складової сил різання в процесі різання. Фізична модель показана на рис. 3.13.

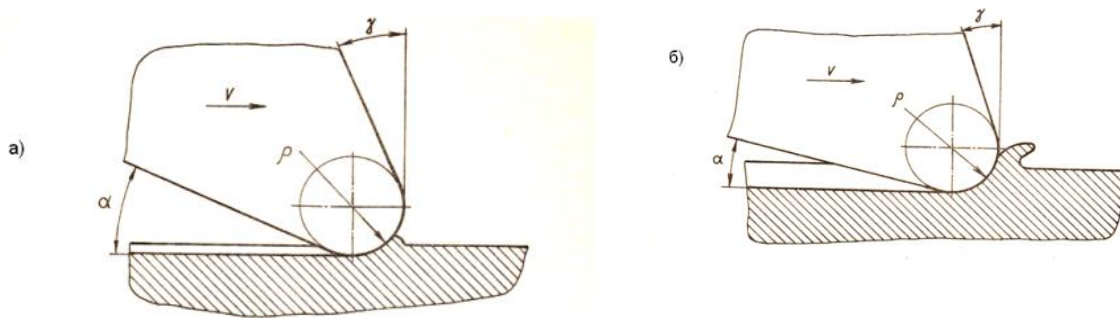


Рисунок 3.13. Система вібрації з одним ступенем вільності:

а) – період початку виникнення вібрації, б) – період фази завершення вібрації

Коливання викликалися горизонтальним переміщенням заготовки. Центр заготовки С під час різання зміщується до середньої точки О на відстань a . Розглядаючи силу як функцію глибини різання, одержимо наступне рівняння руху:

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot \dot{x} + k \cdot (x + a) = F [d - x \cdot (t + h)] \quad (3.61)$$

де t , c і k – постійні величини вібрації (маса, коефіцієнт демпфування і жорсткість); t – час зсуву на величину x і k – відставання сили по фазі.

Допускаючи, що $\frac{c}{m} = 2 \cdot n$

$$\frac{k}{m} = p^2, x \cdot (t - h) = x_h$$

рівняння (3.61) можна записати в такий спосіб:

$$\ddot{x} + 2 \cdot n \cdot \dot{x} + p^2 - \left[\frac{1}{m} \cdot F \cdot (d - x_h) - \frac{k}{m} \cdot a \right] = 0 \quad (3.62)$$

Приймаючи, що горизонтальна складова сили являє собою лінійну функцію

$$[F \cdot (d - x_h)] = K \cdot (d - x_h) \quad (3.63)$$

і для середнього положення O , у якому зсув заготовки дорівнює a і глибина різання d ,

$$K \cdot d = k \cdot a \quad (3.64)$$

Підставляючи рівняння (3.65) і (3.66) у рівняння (3.64), маємо

$$\ddot{x} + 2 \cdot n \cdot \dot{x} + p^2 + \lambda \cdot x_h = 0 \quad (3.65)$$

де $\lambda = \frac{k}{m}$.

Використовуючи метод для дослідження автоколивань отримаємо наступне вирішення рівняння при зубофрезеруванні:

$$x = x_o \cdot e^{z \cdot t}, z = \alpha + j \cdot \omega \quad (3.66)$$

де ω – декремент (при $\alpha < 0$) або інкремент (при $\alpha > 0$) вібрації; ω – частота й $j = \sqrt{-1}$.

Підставляючи ці величини в рівняння, одержимо

$$z^2 + 2 \cdot n \cdot z + p^2 + \lambda \cdot e^{-z \cdot h} = 0 \quad (3.67)$$

Дійсні і уявні частини рівняння наступні:

$$p^2 - \omega^2 + \alpha^2 + 2 \cdot n \cdot a + \lambda \cdot e^{-h\alpha} \cdot \cos \omega h = 0 \quad (3.68)$$

$$2 \cdot (a + n) - \lambda \cdot e^{-h\alpha} \cdot \sin \omega h = 0 \quad (3.69)$$

Розглядаючи гармонійні коливання ($a = 0$), отримаємо

$$p^2 - \omega^2 + \lambda \cdot \cos \omega h = 0 \quad (3.70)$$

$$2 \cdot n \cdot \omega - \lambda \cdot \sin \omega h = 0 \quad (3.71)$$

Враховуючи наведені вище результати досліджень, можна зробити висновок, що існують багато варіантів технічних рішень для зменшення впливу вібрацій на якісну обробку зубчастих коліс при зубофрезеруванні.

4 ОХОРОНА ПРАЦІ ТА БЕЗПЕКА В НАДЗВИЧАЙНИХ СИТУАЦІЯХ

4.1 Розрахунок імовірності виникнення пожежі від електричного виробу

Імовірність виникнення пожежі від електричного виробу є інтегральним показником, що враховує як надійність (інтенсивність відмов) самого виробу і його захисної апаратури (теплової і електричної), як і ймовірність загорання (досягнення критичної температури) частинами виробу, що підтримуються конструкційними матеріалами чи речовинами і матеріалами що знаходяться в зоні його радіаційного випромінювання або в зоні поранення електричною дугою чи розжареними (палаючими) частинами (частинками), що розлітаються від виробу.

Параметри й умови іспитів для конкретного виробу повинні знаходитися в нормативно-технічній документації на виріб.

Рахується що виріб задовольняє вимоги дійсного стандарту, якщо він пройшов випробування в характерному пожежонебезпечному режимі і ймовірність виникнення пожежі в ньому (від нього) не перевищує 10^{-6} в рік.

Комплектуючі вироби (резистори, конденсатори, транзистори, трансформатори, клемні зажими, реле і т. д.) допускаються до користування, якщо вони відповідають вимогам пожежної безпеки відповідних нормативно-технічних документів і для них визначені інтенсивності пожежонебезпечних відмов, які необхідні для оцінки ймовірності виникнення пожежі в кінцевому виробі.

В залежності від виду призначення виробу характерні випробувальні пожежонебезпечні режими створюють шляхом:

- збільшення сили струму, що протікає через випробовуваний електричний виріб або його основну частину (підвищення напруги, коротке замикання, пере навантаження, двохфазне ввімкнення електротехнічних приладів трьохфазного струму, заклинювання ротора або інших рухомих частин електричних машин і апаратів і ін.);

- зниження ефективності тепло відводу від нагріваємих електричним струмом деталей поверхонь електричних пристроїв (закривання поверхонь горючими матеріалами з малим коефіцієнтом теплопровідності, відсутність рідини в водоналивних приладах, виключення вентилятора в електрокалориферах і термоелектровентиляторах, зниження рівня масла або іншої діелектричної рідини в маслonaповнюючих приладах, зниження рівня рідини, що використовується в якості теплоносія і ін.);
- збільшення перехідного опору (значення спадання напруги, що виділяється потужності) у контактних з'єднаннях або комутаційних елементах;
- підвищення коефіцієнта тертя в що рухаються (обертювх) елементах (імітація відсутності змащення, знос поверхонь і т. п.);
- впливу на деталі електроустановок електричних дуг (різка перенапруга, відсутність дугогасних ґрат, вихід з ладу елементів, шунтующих дугу, коловий вогонь колектора);
- скидання розпечених (палаючих) часток, що утворюються при аварійних режимах в електроустановках, на пальні елементи (часток від оплавлення нікелевих електродів у лампах накаливання, часток металів, що утворюються при коротких замиканнях в електропроводках, і т.п.);
- розташування пальних матеріалів у зоні радіаційного нагрівання, створюваного електроустановками;
- пропущення струму по конструкціях і елементам, що нормально не обтікаються струмом, але можуть їм обтікати в аварійних умовах;
- створення непередбаченого умовами роботи, але можливого в аварійному режимі нагрівання за рахунок електромагнітних полів.

Розрахуємо імовірність виникнення пожежі від ємнісного пускорегулюючого апарата (ПРА) для люмінесцентних ламп на $W=40$ Вт і $U=220$ В, Дані для розрахунку приведені в табл. 4.1.

Таблиця 4.1 - температура оболонки в найбільш нагрітому місці при роботі в аномальних режимах. K ,

Параметр	Тривалий пусковий режим	Режим з коротко замкнутим конденсатором	Тривалий пусковий режим з коротко замкнутим конденсатором
T	375	380	430
σ	6,80	5,16	7,38

Розрахунок виникнення пожежі від ПРА ведемо [ГОСТ 12.1.004-91], ПРА є складовою частиною виробу з наявністю довкола нього пального матеріалу (компаунд, клемна колодка); добуток імовірностей $Q(ПР)$ \times $Q(НЗ)$ позначимо ,через $Q(a_i)$; можна записати

$$Q_a = Q(B) \cdot Q_{i.\zeta} \cdot \left[\sum_{i=1}^k Q(a_i) \cdot Q(T_i) \right]; \quad (4.1)$$

де Q_a - нормативна імовірність виникнення пожежі при запаленні апарата, рівна 10^{-6} ;

$Q(B)$ - імовірність запалення апарата або викиду з нього полум'я при температурі поверхні ПРА (у найбільш нагрітому місці), рівної чи перевищуючої критичну;

$Q_{н.з}$ - імовірність неспрацьовування апарата захисту (електричної, тепловий і т.п.);

$Q(a_i)$ - імовірність роботи апарата в i -му (пожежонебезпечному) режимі;

$Q(T_i)$ - імовірність досягнення поверхнею апарата (у найбільш нагрітому місці) критичної (пожежонебезпечної) температури, що дорівнює температурі запалення (самозапалювання) ізоляційного матеріалу;

k - число пожежонебезпечних аномальних режимів роботи, характерне для

конкретного виконання ПРА.

За позитивний результат досвіду в даному випадку в залежності від вид-електричного виробу приймають: заpalення, поява диму, досягнення критичного значення температури при нагріванні і т.п.

Для оцінки пожежної небезпеки проводимо іспит на десятих зразках ПРА. За температуру в найбільш нагрітому місці приймаємо середнє арифметичне значення температур в іспитах

$$T_{c\partial} = \frac{\sum_{s=1}^{10} \partial_s}{10}. \quad (4.2)$$

Додатково визначає середнє квадратичне відхилення

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{s=1}^{10} (\partial_s - \partial_{\bar{\partial}})^2}{10}} \quad (4.3)$$

Імовірність ($Q(T_i)$) вираховуємо по формулі:

$$Q(T_i) = 1 - \Theta_i, \quad (4.4)$$

де Θ_i - безрозмірний параметр, значення якого вибирається по табличним даним, у залежності від безрозмірного параметра α_i у розподілі Стюдента.

Вираховуємо (α_i) по формулі:

$$\alpha_i = \frac{\sqrt{10} (T_k - T_{cp})}{\sigma}, \quad (4.5)$$

де T_k - критична температура,

Значення (T_k) стосовно для ПРА вираховуємо по формулі

$$T_k = \frac{\sum_{i=1}^{10} (T_{\partial j} + T_{\partial j})}{20}, \quad (4.6)$$

де $T_{\partial j}$, $T_{\partial j}$ - температура j -го апарата (у найбільш нагрітому місці), відповідно з появою першого диму і при «виході» апарата з ладу (припиненні струму в ланцюзі).

$$\alpha_1 = \frac{\sqrt{10} (442,1 - 375)}{6,8} = 31,2,$$

$$\alpha_2 = \frac{\sqrt{10} (442,1 - 380)}{5,16} = 38,0,$$

$$\alpha_3 = \frac{\sqrt{10} (442,1 - 430)}{7,38} = 5,185,$$

Для цих значень $\Theta_1=1$, $\Theta_2=1$, $\Theta_3=0,99967$.

Значення $Q(B)$ вираховуємо по формулі при $n=10$.

Імовірність Q_e позитивного результату досвіду (запалення, появи диму або досягнення критичної температури) визначається після проведення лабораторних іспитів в умовах;

$$Q_{\hat{a}} = \frac{3 + 1,3 \cdot m}{n + 2}, \quad (4.7)$$

де m — число досвідів з позитивним результатом;

n — число дослідів.

У випадку $m \geq 0,76(n - 1)$ приймають $Q_e=1$.

Як критичну температуру, у залежності від виду виробу, умов його експлуатації і можливих джерел запалювання може бути прийнята температура, що складає 80% температури запалення ізоляційного (конструкційного) матеріалу.

Значення критичної температури (T_k) склало 442,1 К, при цьому з дев'яти випробуваних апаратів у двох був зафіксований викид полум'я ($m=1$)

$$Q_{\hat{a}} = \frac{3 + 1,3 \cdot 1}{10 + 2} = 0,36.$$

Результати розрахунку зазначені в табл. 4.2

Таблиця 4.2 – результати розрахунку

Параметр	Тривалий пусковий режим ($i=1$)	режим з коротко замкнутим конденсатором ($i=2$)	Тривалий пусковий режим з коротко замкнутим
$Q(a_i)$	0,06	0,1	0,006
α_i	31,2	38	5,185
Θ_i	1	1	0,99967
$Q(T_i)$	0	0	0,00033

Висновок: Таким чином, розрахункова імовірність виникнення пожежі від ПРА дорівнює $Q_n=1 (0,06 0+0,1 0+0,006 0,00033) 0,36 ==7,1 \cdot 10^{-7}$, що менше $1 \cdot 10^{-6}$, тобто ПРА пожежебезпечний.

4.2 Оцінка стійкості роботи промислового підприємства до впливу уражаючих факторів

Оцінка стійкості роботи об'єкта до впливу ударної хвилі

Критерієм для визначення стійкості промислового підприємства до впливу ударної хвилі ядерного вибуху є розмір надлишкового тиску, при якому будинки і спорудження об'єкта зберуться або одержать слабкі і середні руйнування.

При оцінці стійкості об'єкта необхідно виявити найбільш уразливі елементи і ділянки, від яких залежить робота всього підприємства. Після оцінки окремих споруджень оцінюється об'єкт у цілому. При цьому стійкість об'єкта визначається по тій будівлі або спорудженню, що руйнується при найменшому надлишковому тиску. Після оцінки стійкості об'єкта намічаються заходи, що необхідно провести для підвищення стійкості об'єкта до впливу ударної хвилі ядерного вибуху. Для цього визначають доцільні межі підвищення стійкості кожного спорудження.

Оцінка стійкості об'єкта до впливу світлового випромінювання

Критерієм стійкості об'єкта до впливу світлового випромінювання є світловий імпульс, при якому відбувається загоряння тих або інших будівель і споруджень і виникнення пожеж. При оцінці стійкості враховуються якість будівельних матеріалів, характеристика будівель і споруджень, особливості виробництва.

Виникнення пожеж у першу чергу залежить від того, які будівельні матеріали використані при зведенні будівель і споруджень об'єкта. Всі будівельні матеріали по загоранню поділяють на три групи: незаймисті, важкозаймисті і займисті.

Незаймисті - це такі матеріали, що під впливом вогню або високої температури не займаються, не жевріють і не обвуглюються. До них відносяться всі природні і штучні неорганічні матеріали, а також застосовувані в будівництві метали.

Важкозаймисті - це такі матеріали, що під впливом вогню або високої температури важко займаються, жевріють або обвуглюються і продовжують горіти або жевріти тільки при наявності джерела вогню, а при його відсутності горіння або тління припиняється. До таких матеріалів відносяться матеріали в склад яких входять негорючі і горючі складові, наприклад асфальтовий бетон, гіпсові і бетонні деталі з органічними заповнювачами; глиносоломенні матеріали при щільності не менше 900 кг/м^3 ; цементний фіброліт; войлок, вимочений у глиняному розчині, і ін.

Займисті - це такі матеріали, що під впливом вогню або високої температури займаються або жевріють і продовжують горіти або жевріти після видалення джерела вогню. До таких матеріалів відносяться всі органічні матеріали не піддані глибокій пропитці антипиренами.

Самими небезпечними є будівлі і спорудження, виконані з займистих матеріалів. Але навіть і будівлі, виконані з незаймистих матеріалів, можуть витримати вплив вогню або високих температур тільки визначений термін. Межа вогнестійкості конструкцій визначається часом у годинах, протягом

якого не з'являються наскрізні тріщини, конструкція не втрачає несучої здатності, не завалюється і не нагрівається до температур порядку 200 °С на протилежній стороні.

По ступеню займистості будівлі і спорудження діляться на п'ять груп (*I, II, III, IV і V*) в залежності від вогнестійкості частин будівлі і спорудження. Вогнестійкими будівлями або спорудженнями є цегельні (бетонні) будівлі *I і II* ступеня вогнестійкості, в яких усі частини виконані з негорючих матеріалів. Особливо небезпечними в протипожежному відношенні є будівлі *IV і V* ступеня вогнестійкості.

Виникнення пожеж залежить також від технологічного процесу і характеру виробництва. Тому об'єкти оцінюються по пожежній небезпеці в залежності від характеру виробництва. При цьому виникнення пожеж можливо від світлового випромінювання і руйнування виробничих будівель ударною хвилею.

По пожежній небезпеці всі об'єкти поділяють на п'ять категорій: *A, Б, B, Г і Д*. До підприємств категорії *A* відносяться нафтопереробні заводи, хімічні підприємства, склади бензину, цехи обробки і застосування металевих натрію, калію й ін.

До підприємств категорії *B* відносяться цехи приготування і транспортування вугільної пилюки і деревної муки, промивочно-пропарювальні станції цистерн і іншої тари від мазуту й інших рідин з температурою спалаху пар 28...120 °С; цехи обробки синтетичного каучуку, цехи виготовлення цукрової пудри і склади кіноплівки.

До підприємств категорії *B* відносяться лісопильні, деревообробні, столярні, модельні і лісотарні цехи; відкриті склади олії, масляне господарство електростанцій; цехи текстильного виробництва.

До підприємств категорії *Г* відносяться металургійні виробництва, підприємства гарячої обробки металу, термічні й інші цехи, а також котельні.

До підприємств категорії *Д* відносяться підприємства по холодній обробці металів і інші, зв'язані з збереженням і переробкою негорючих матеріалів.

Найбільше небезпечними в пожежному відношенні є підприємства категорії *A* і *B*. Практично можливість виникнення пожеж у виробничих будівлях категорій *B*, *Г* і *Д* знаходиться в залежності від ступеня вогнестійкості будинків. Масові пожежі можуть виникати в будівлях і спорудженнях, які зруйновані не цілком, тобто при надлишкових тисках у фронті ударної хвилі до 50 *кПа* для будівель *I* - *III* ступеня вогнестійкості (із кам'яними стінами) і 20 *кПа* для будівель *IV* - *V* ступеня вогнестійкості (із дерев'яними стінами). Отже, масові пожежі можуть виникати в межах відстаней від епіцентру вибуху, на яких діють надлишкові тиски ударної хвилі від 10 до 50 *кПа*.

Таким чином, при оцінці стійкості об'єкта до впливу світлового випромінювання уважно вивчаються всі будівлі, спорудження і виробничі пристрої, розташовані на території підприємства; визначаються місця можливого загоряння, а також аналізуються наслідки, що можуть виникнути від пожежі з врахуванням характеру виробництва і забудов навколо об'єкту. Після оцінки вогнестійкості будівель, споруджень і вивчення характеру технологічного процесу робляться висновки про стійкість до впливу світлового випромінювання об'єкта в цілому. На підставі проведеної оцінки виробляються заходи щодо підвищення вогнестійкості об'єкта.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Проаналізовані кінематичні особливості циліндричних зубчастих передач, види зачеплення в циліндричних зубчастих передачах.

2. Досліджено напрямки підвищення продуктивності, зубообробки загартованих великомодульних зубчастих коліс, досліджені впливи параметрів хвилястості на експлуатаційні властивості циліндричних зубчастих коліс.

3. Розроблено методику оцінки впливу вібрацій на процес формоутворення поверхневого шару при зубонарізуванні, зроблений критеріальний метод оцінки впливу теплового балансу на продуктивність, точність і якість формування поверхневого шару зубчастих коліс.

4. Проаналізовано схеми різання і технологічне оснащення при інтенсивній і високоякісній зубообробці, технологічні особливості зубообробки загартованих коліс одношпindelною та двошпindelною схемою різання, оснащення інтенсивної і високоякісної зубообробки загартованих коліс надшвидкісними дисковими немодульними фрезами

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Лезвийная зубообработка закаленных колес / Я. И. Адам [и др.] // Труды ЦНИИТМАШ. – М., 1982. – № 171. – С. 29–37.
2. Адам Я. И. Зубофрезерование зубчатых колес фрезами из быстрорежущей стали / Я. И. Адам, Г. Г. Овумян, М. С. Эйдинов // Станки и инструмент. – 1968. – № 10. – С. 13–14.
3. Адаптивное управление технологическими процессами / Ю. М. Соломенцев [и др.]. – М. : Машиностроение, 1980. – 536 с.
4. Адлер Ю. П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю. П. Адлер , Е. В. Маркова , Ю. В. Грановский. – М. : Наука, 1976. – 280 с.
5. Акуленко Б. Н. Влияние деформаций на распределение нагрузки по ширине зубчатого венца / Б. Н. Акуленко // Труды Ленинградской Краснознаменной военно-воздушной инженерной академии им. А. Можайского. – Л., 1957. – № 192. – С. 42–46.
6. Андожский В. Д. Расчет зубчатых передач / В. Д. Андожский – М. ; Л. : Машгиз, 1955. – 268 с. Андожский В. Д. Расчет зубчатых передач / В. Д. Андожский – М. ; Л. : Машгиз, 1955. – 268 с.
7. Ануриев В. И. Справочник конструктора-машиностроителя : в 3 т. / В. И. Ануриев. – М. : Машиностроение.
8. Арутюнян Н. Х. Кручение упругих тел / Н. Х. Арутюнян, Б. Л. Абрамов. – М. : – Госиздат физ.-мат. лит., 1963. – 686 с.
9. А. с. 1729705 СССР, МКИ В23 F 5/20. Способ фрезерования зубчатых изделий спаренными фрезами / А. А. Ключко, В. Н. Бородаевский, О. А. Богатырев, В. И. Баран (СССР). – № 4736585/08 ; заявл. 11.09.89 ; опубл. 30.04.92, Бюл. № 16. – 4 с. : ил.
10. А. с. 1715523 СССР, МКИ В23 F 5/20. Способ фрезерования цилиндрических зубчатых колес / М. М. Канэ, А. А. Ключко, В. А. Колот

(СССР). – № 4776925/08 ; заявл. 03.01.90 ; опубл. 29.02.92, Бюл. № 8. – 4 с. : ил.

11. А. с. 1604528 СССР, МКИ В23 F 1/04. Способ чистовой обработки зубчатых / В. И. Печеный, А. А. Ключко, О. А. Мороз (СССР). – № 4649293/25 ; заявл. 12.12.88 ; опубл. 07.11.90, Бюл. № 41. – 3 с. : ил.

12. Бетанели А. И. Прочность и надежность режущего инструмента / А. И. Бетанели. – Тбилиси : Сабчота сакартвелло, 1973. – 304 с.

13. Вейц В. Л. Геометрия зацепления зубчатых передач / В. Л. Вейц, А. М. Волженская, Н. И. Колчин – 3-е изд., перераб. и доп.. – Л. ; Машиностроение, 1978. – 136 с.

14. Повышение качества изготовления зубьев при обработке многозаходными инструментами / А. Н. Витренко, В. А. Витренко, Б. С. Зуй, И. А. Кириченко // Современные проблемы машиностроения и технический прогресс : труды Междунар. конф. – Донецк, 1996. – С. 41–42.

15. Витренко В. А. Нарезание прямых зубьев цилиндрических колес / В. А. Витренко, М. А. Должков, И. А. Кириченко // Вестник Харьковского государственного политехнического университета. – Харьков : ХПТУ, 1999. – Вып. 60. – С. 81–85.

16. Гиперболоидная зубчатая передача с линейным контактом / В. А. Витренко, И. А. Кириченко, В. В. Белозерова, А. В. Витренко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения : междунац. сб. науч. трудов. – Донецк, 2003. – С. 52–55.

17. Витренко В. А. Высокопроизводительное зубонарезание фрезами колес для транспортных машин / В. А. Витренко, И. А. Кириченко // Збірник наукових праць. – Луганськ : Вид-во СУДУ, 1998. – С. 54–59.

18. Гулида Э. Н. Измерение сил резания и крутящих моментов при зубофрезеровании / Э. Н. Гулида. – Львов : ЛГУ, 1966. – 134 с.

19. Дунин-Барковский И. В. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности / И. В. Дунин-Барковский, А. Н. Карташова. – М., 1978. – 230 с.

20. Зиновьев Н. И. Расчет стационарности сил резания при профильном формообразовании зубьев колес / Н. И. Зиновьев, А. А. Клочко // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков, 1999. – Вып. 55. – С. 115–120.

21. Клочко А. А. Технология чистовой лезвийной обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес / А. А. Клочко // Вестник Черниг. гос. технолог. ун-та. – 2011. – № 2(49). – С. 58–68.

22. Новые технологические направления чистовой обработки зубчатых реек / А. А. Клочко, Н. И. Зиновьев, Ю. А. Клочко, Е. В. Мироненко // Високі технології в машинобудуванні : зб. наук. пр. ХДПУ. – Харків, 2000. – Вип. 1(3). – С. 138–145.

23. Станки и инструмент для обработки зубьев реек / А. А. Клочко, Ю. П. Лобунец, В. И. Печеный, О. А. Мороз, В. И. Завгородний // Технология, оборудование и экономика машиностроительного производства. Серия «Технология и оборудование обработки металлов резанием. Отечественный опыт: Экспресс-информация». – М. : ВНИИТЭМР, 1989. – Вып. 7. – С. 5–12.

24. Технологическое прогнозирование точности изготовления зубчатых реек / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, В. А. Овчаренко, В. Г. Белых, Ю. А. Клочко; пред. редсовета Г. Л. Хаеа // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2000. – Вып. 10. – С. 143–148.

25. Маталин А. А. Технология механической обработки / А. А. Маталин. – Л., 1977. – 460 с.

26. Вибростабилизирующая обработка крупногабаритных зубчатых колес / Е. В. Мироненко, А. А. Клочко, В. Д. Ковалев [и др.] // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2009. – Вып. 25. – С. 90–94.

27. Овумян, Г. Г. Зубонарезание крупных косозубых колес / Г. Г. Овумян // Машиностроитель. – 1972. – № 6. – С. 14.

28. Овумян Г. Г. Обработка закаленных зубьев лезвийным

инструментом / Г. Г. Овумян // Вестник машиностроения. – 1983. – № 11. – С. 47–49.

29. Овумян Г. Г. Справочник зубофрезеровщика / Г. Г. Овумян, Я. И. Адам // Техника. – София, 1987. – 280 с.

30. Abon-Aly M. Die Bestimmung der wahren Berurungsfläche zweier Rauher Oberflächen und der Änderung einiger statistischen Parameter in Abhängigkeit von der Belastung / M. Abon-Aly // Dissertation von der Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Technischen Universität zu Braunschweig. – 1972. – P. 185.

31. Bolz Entstehung und Beurteilung ausgepauhter Flächen / Bolz // Fertigung. – 1972. – N 6. – P. 163–169.

32. Brommertz, P. T. Die Entstehung der Oberflächenrauheit beim Feindreihen / P. T. Brommertz // Industrie Anzeiger. – 1961. – N 2. – P. 45–50.

33. Brurantertiof R. Werkstückwelligkeit beim Gewindeschleifen / R. Brurantertiof // Zwf. – 1972. – Heft 3. – P. 115–117.

34. Chakrabarty J. Theory of plasticity / J. Chakrabarty. – New York : Mc Graw–Hill Book. – 1987.

35. Mackawa K. Friction and tool wear in nano-scale machining – a molecular cutting / K. Mackawa, A. Itoh // Annals CIRP. – 1993. – Vol. 42/1. – P. 79–82.

36. Dudley D. W. Gear handbook / D. W. Dudley. – N. Y., 1962.

37. Degner W. Bedeutung der Oberflächenbeschaffenheit für die Erhöhung der Qualität und Zuverlässigkeit der Bauteile / W. Degner // Feingerätechnik. – 1976. – Heft 2. – P. 85–88.

38. Dreyhaupt W. Stand der Oberflächenprüfung und Normung in Deutschland / W. Dreyhaupt // Werkstatt und Betrieb. – 1975. – N 8. – P. 523–526.

39. Dutschke W. Oberflächen sensor zur Rauheitsmessung beim Aufleinen / W. Dutschke, W. D. Kiessling, W. Rau // Einsteichschleifen und Fertigung. – 1975. – N 65. – P. 697–703.

40. Dynamics approach // Wear. – 1995. – Vol. 188. – P. 115–122.

41. Fohl J. Untersuchung von Triboprozessen in der Grenzfläche von Metallpaarungen bei Mischreibungen, insbesondere im Hinblick auf Werkstoffübertragung, Reaktionsschichtbildung, und Verschleiß / J. Fohl // Dissertation Technisch-wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart. – 1975. – 150 p.
42. Gartzlin I. Qualitätssicherung durch automatische Überwachung der Maßhaltigkeit und Oberflächenquote von Drehteilen während der Drehbearbeitung / I. Gartzlin, F. Piwonka // VDI-Berichte. – 1975. – N 249. – P. 183–196.
43. Goodmon L. Jour. Appl. Mechanics Transactions / L. Jour Goodmon // ASME. Ser. E. – 1962. – N 5. – P. 74.
44. Greenwood I. A. The Area of Contact Between Rough Surfaces and Flats / I. A. Greenwood // ASME. Ser. E. – 1967. – N 1.
45. Hansel W. Beitrag zur Technologie des Drehprozesses in Hinblick auf adaptive Kontrolle / W. Hansel // Dissertation. Von der Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. – 1974. – P. 176.
46. Heidi B. Eine kritische Betrachtung zur Beurteilung technischer Oberflächendurch das Rauheitsmaß Rz. Feingerätechnik / B. Heidi. – 1972. – Heft 2. – P. 69–76.
47. Hisakado T. Surface roughness and deformation of contact asperities between a rough and a flat surface—wear / T. Hisakado // Trans. Jap. Soc. Mech. Enges. – 1976, 1975. – V. 35. – N 1. – P. 53–61.